

VŠB – Technická univerzita Ostrava

Fakulta strojní

Katedra pružnosti a pevnosti

Multiaxiální zatěžování a identifikace parametrů

Multiaxial Loading and Parameter Identification

Student:

Bc. Radek Fest

Vedoucí diplomové práce:

Ing. Martin Fusek, Ph.D

Ostrava 2012

VŠB - Technická univerzita Ostrava
Fakulta strojní
Katedra pružnosti a pevnosti

Zadání diplomové práce

Student: **Bc. Radek Fest**
Studijní program: **N2301 Strojní inženýrství**
Studijní obor: **3901T003 Aplikovaná mechanika**
Téma: **Multiaxiální zatěžování a identifikace parametrů**
Multiaxial Loading and Parameter Identification

Zásady pro vypracování:

1. Rozpracujte teorii zabývající se problematikou únavy. Zaměřte se na oblast nízkocyklové únavy převážně v oblasti multiaxiálního zatěžování.
2. Popište možnosti experimentálního zjišťování únavových parametrů.
3. Z dostupných zdrojů převezněte výpočetní postupy a na základě dostupných experimentálních dat srovnajte výsledky.
4. Shromážděte z dostupných zdrojů možnosti odhadů únavových parametrů na základě jednoduchých materiálových zkoušek a ověřte výsledky s dostupnými údaji.

Seznam doporučené odborné literatury:

- [1] Lee, Y., et al.: Fatigue Testing and Analysis, Elsevier, 2005, ISBN 0 - 7506 - 7719 - 8.
- [2] Schijve, J.: Fatigue of Structures and Materials, Springer, 2010, ISBN 978 - 1 - 4020 - 6807 - 2.
- [3] Kučera, J.: Stručný úvod do mechaniky lomu, Část I, Vruby a trhliny, nestabilní lom; Vysoká škola báňská, 1993, ISBN 80 - 7078 - 218 - 8.
- [4] Kučera, J.: Stručný úvod do mechaniky lomu, II. část, Únava materiálu; Vysoká škola báňská, 1994, ISBN 80 - 7078 - 244 - 7.
- [5] Růžička, M. a kol.: Dynamická pevnost a životnost, Vydavatelství ČVUT, 1992, ISBN 80 - 01 - 00886 - X.

Formální náležitosti a rozsah diplomové práce stanoví pokyny pro vypracování zveřejněné na webových stránkách fakulty.

Vedoucí diplomové práce: **Ing. Martin Fusek, Ph.D.**

Datum zadání: 16.12.2011

Datum odevzdání: 21.05.2012



doc. Ing. Radim Halama, Ph.D.
vedoucí katedry



prof. Ing. Radim Farana, CSc.
děkan fakulty

..

Místopřísežné prohlášení studenta

Prohlašuji, že jsem celou bakalářskou práci včetně příloh vypracoval samostatně pod vedením vedoucí bakalářské práce a uvedl jsem všechny použité podklady a literaturu.

V Ostravě

.....

Podpis studenta

Prohlašuji, že

- jsem byl seznámen s tím, že na moji bakalářskou práci se plně vztahuje zákon č.121/2000 Sb., autorský zákon, zejména §35 - užití díla v rámci občanských a náboženských obřadů, v rámci školních představení a užití díla školního a §60 - školní dílo.
- beru na vědomí, že Vysoká škola báňská - Technická univerzita Ostrava (dále jen „VŠB – TUO“) má právo nevýdělečně ke své vnitřní potřebě bakalářskou práci užít (§35 odst. 3).
- souhlasím s tím, bakalářské práce bude v elektronické podobě uložena v Ústřední knihovně VŠB – TUO k nahlédnutí a jeden výtisk bude uložen u vedoucího bakalářské práce. Souhlasím s tím, že údaje o bakalářské práci budou zveřejněny v informačním systému VŠB-TUO.
- bylo sjednáno, že s VŠB - TUO, v případě zájmu z její strany, uzavřu licenční smlouvu s oprávněním užít dílo v rozsahu §12 odst. 4 autorského zákona.
- bylo sjednáno, že užít své dílo - bakalářskou práci nebo poskytnout licenci k jejímu využití mohu jen se souhlasem VŠB - TUO, která je oprávněna v takovém případě ode mne požadovat přiměřený příspěvek na úhradu nákladů, které byly VŠB -TUO na vytvoření díla vynaloženy (až do jejich skutečné výše).
- beru na vědomí, že odevzdáním své práce souhlasím se zveřejněním své práce podle zákona č.111/1998 Sb., o vysokých školách a o změně a doplnění dalších zákonů (zákon o vysokých školách), ve znění pozdějších předpisů, bez ohledu na výsledek její obhajoby.

V Ostravě

.....

podpis studenta

Adresa trvalého pobytu studenta:

Radek Fest

Přovice 235

784 01 Litovel

Poděkování

Na tomto místě bych rád poděkoval vedoucímu mé diplomové práce Ing. Martinu Fuskovi, Ph.D. za jeho přístup, odborné rady a cenné připomínky při vypracování této diplomové práce. Dále katedře pružnosti a pevnosti a také katedře mechaniky za jejich trpělivost, vstřícnost a ochotu, která usnadňovala studium po celou jeho dobu.

ANOTACE DIPLOMOVÉ PRÁCE

FEST, R. *Multiaxiální zatěžování a identifikace parametrů: Diplomová práce*. Ostrava: VŠB – Technická univerzita Ostrava, Fakulta strojní, Katedra pružnosti a pevnosti, 2012, 75 s. Vedoucí práce: Fusek, M.

Tato diplomová práce se zabývá problematikou únavové životnosti materiálů. V úvodu práce je provedeno rozdělení a popis jednotlivých kritérií určených k predikci životnosti. Tato kritéria jsou také posouzena z hlediska jejich vhodnosti pro různé druhy zatěžování. V další části je pozornost věnována metodám pro určování únavových parametrů na základě dat z tahové zkoušky, či zkoušky tvrdosti. Je také uveden způsob převedení těchto parametrů na jejich torzní ekvivalenty dle různých hypotéz pevnosti. Následně je provedeno porovnání těchto metod na základě dat získaných pro testované materiály a obdržené výsledky jsou vyhodnoceny. Poslední část této práce je věnována tvorbě aplikace pro výpočet jednotlivých únavových parametrů metodami popsány v této práci.

ANNOTATION OF DIPLOMA THESIS

FEST, R. *Multiaxial loading and parameter identification: Diploma Thesis*. Ostrava: VŠB – Technical University of Ostrava, Faculty of Mechanical Engineering, Department of Mechanics of Materials, 2012, 75 p. Thesis head: Fusek, M.

This diploma thesis deals with the problem of fatigue life of materials. In the beginning, categorization and description of methods designed to fatigue life prediction is done. Also their suitability for various types of loading is reviewed. In the next chapter, attention is paid to methods meant to parameters identification based on tensile test or Brinnell hardness test data. Also transformation of these parameters to their torsion equivalents accord to some strength hypothesis is done. After that, all methods are compared with each other and obtained results are evaluated. Final part of this thesis is dedicated to creation of application for fatigue parameters calculation based on methods mentioned in this thesis.

Obsah

SEZNAM POUŽITÝCH ZKRATEK A SYMBOLŮ.....	6
1 Úvod	10
2 Únava při multiaxiálním zatěžování.....	11
2.1 Kritéria používaná k predikci životnosti.....	11
2.1.1 Napěťová kritéria	11
2.1.2 Deformační kritéria	16
2.1.3 Energetická kritéria	17
2.2 Mechanické zkoušky materiálu	19
2.3 Vhodnost vybraných kritérií v závislosti na způsobu zatěžování a materiálu.....	20
3 Identifikace únavových parametrů.....	22
3.1 Křivky únavové životnosti.....	22
3.2 Metody pro určení únavových parametrů.....	24
3.2.1 Lineární regresní analýza	24
3.2.2 Čtyřbodová korelační metoda (ČKM).....	26
3.2.3 Modifikovaná čtyřbodová korelační metoda (MČKM).....	28
3.2.4 Metoda univerzálního sklonu (MUS).....	29
3.2.5 Modifikovaná metoda univerzálního sklonu (MMUS)	30
3.2.6 Mitchellova metoda (MM)	30
3.2.7 Jednotné materiálové pravidlo (JMP)	30
3.2.8 Metoda tvrdosti (MT)	31
3.2.9 Mediánová metoda (MeM).....	32
3.3 Únavové parametry při prostém kroucení.....	33
4 Aplikovatelnost uvedených metod na různé skupiny materiálů.....	35
4.1 Testované materiály a jejich vlastnosti.....	35
4.1.1 Nelegované oceli	36
4.1.2 Legované oceli	45
4.1.3 Hliníkové slitiny.....	53
4.1.4 Titanové slitiny.....	58

4.1.5 Použití metody tvrdosti na experimentálně získaných datech	60
4.1.6 Vyhodnocení dosažených výsledků	62
5 APLIKACE PRO VÝPOČET ÚNAVOVÝCH PARAMETRŮ	67
6 ZÁVĚR	69
7 SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY	71

SEZNAM POUŽITÝCH ZNAČEK A SYMBOLŮ

Symbol	Jednotka	Význam
A	[-]	Regresní koeficient
B	[-]	Regresní koeficient
C_a	[MPa]	Amplituda smykového napětí v kritické rovině
$C_{a,max}$	[MPa]	Maximální smykové napětí v kritické rovině
D	[mm]	Průměr vtisku kuličky
E	[MPa]	Youngův modul pružnosti v tahu
F	[N]	Síla vtlačování kuličky
G	[MPa]	Modul pružnosti ve smyku
CH_i	[%]	Procentuální chyba jednotlivých metod
\overline{CH}	[%]	Aritmetický průměr odchylek
$J_{2,a}$	[MPa]	Druhý invariant tenzoru napětí
K	[-]	Konstanta
$N_{a,max}$	[MPa]	Maximální normálové napětí v kritické rovině
N_f	[-]	Počet cyklů do lomu
R^2	[-]	Index determinace
RA	[%]	Kontrakce
R_e	[MPa]	Mez kluzu
R_m	[MPa]	Mez pevnosti v tahu
S	[-]	Konstanta určená z tahové zkoušky
S_f	[mm ²]	Plocha průřezu vzorku na konci tahové zkoušky
S_o	[mm ²]	Plocha průřezu vzorku před začátkem tahové zkoušky
T_a	[MPa]	Mikroskopické smykové napětí
W	[J·m ⁻³]	Hustota deformační energie
X	[-]	Nezávisle proměnná

Y	[-]	Závisle proměnná
a	[-]	Odhad regresního koeficientu A
a_C	[-]	Materiálová konstanta
a_{DV}	[-]	Materiálová konstanta
a_{Mt}	[-]	Materiálová konstanta
a_p	[-]	Materiálová konstanta
a_s	[-]	Materiálová konstanta
b	[-]	Odhad regresního koeficientu B
b_C	[-]	Materiálová konstanta
b_{DV}	[-]	Materiálová konstanta
b_0	[-]	Exponent únavové pevnosti pro smyk
b_{Mt}	[-]	Materiálová konstanta
b_p	[-]	Materiálová konstanta
b_s	[-]	Materiálová konstanta
c	[-]	Exponent únavové tažnosti
c_0	[-]	Exponent únavové tažnosti
f	[-]	Materiálová konstanta
k	[-]	Materiálová konstanta
n	[-]	Počet vzorků
x	[-]	Nezávisle proměnná při odhadu regresní přímky
\hat{y}	[-]	Závisle proměnná při odhadu regresní přímky
β	[-]	Materiálová konstanta
γ_{ac}	[mm]	Amplituda celkové smykové deformace
γ_{ae}	[mm]	Amplituda elastické složky smykové deformace
γ_{ap}	[mm]	Amplituda plastické složky smykové deformace
γ_f'	[-]	Únavová tažnost ve smyku
γ_{max}	[-]	Maximální smyková deformace

$\Delta\gamma$	[mm]	Rozkmit smykové deformace
$\Delta\gamma_1$	[mm]	Rozkmit smykové deformace v rovině ε_1^{MAX}
$\Delta\gamma_{max}$	[mm]	Rozkmit maximální smykové deformace
ε^*	[mm]	Elastická složka deformace při 10^4 cyklech do lomu
ε_{ac}	[mm]	Amplituda celkové normálové deformace
ε_{ae}	[mm]	Amplituda elastické složky normálové deformace
ε_{ap}	[mm]	Amplituda plastické složky normálové deformace
ε_f	[mm]	Skutečná lomová tažnost
ε'_f	[mm]	Únavová tažnost
ε_n	[mm]	Amplituda normálové deformace na kritické rovině
ε_1^{MAX}	[mm]	Maximální hodnota hlavní normálové deformace
$\Delta\varepsilon_1^{MAX}$	[mm]	Rozkmit maximální hodnoty hlavní normálové deformace
$\Delta\varepsilon_n$	[mm]	Rozkmit normálové deformace v rovině γ_{max}
κ_1	[-]	Váhový parametr
κ_2	[-]	Váhový parametr
μ	[-]	Poissonovo číslo
ξ	[-]	Konstanta
σ_a	[MPa]	Amplituda napětí ve střídavém ohybu
$\sigma_{a,ekv}$	[MPa]	Amplituda ekvivalentního napětí
σ_c	[MPa]	Mez únavy ve střídavém ohybu
σ_{c0}	[MPa]	Mez únavy v ohybu při mříživém cyklu
σ_f	[MPa]	Napětí při porušení
$\sigma_{H,m}$	[MPa]	Střední hydrostatického napětí
$\sigma_{H,max}$	[MPa]	Maximální hydrostatického napětí
σ_{max}	[MPa]	Maximální normálové napětí při střídavém ohybu
σ_{n0}	[MPa]	Normálové napětí v rovině ε_1^{MAX}

$\Delta\sigma_{n,m}$	[MPa]	Střední normálové napětí na kritické rovině
$\Delta\sigma_{n,max}$	[MPa]	Maximální normálové napětí na kritické rovině
$\Delta\sigma_1$	[MPa]	Rozkmit normálového napětí v rovině ε_1^{MAX}
$\Delta\sigma_n$	[MPa]	Rozkmit normálového napětí v rovině γ_{max}
τ_a	[MPa]	Amplituda napětí ve střídavém krutu
τ_c	[MPa]	Mez únavy ve střídavém krutu
τ'_f	[MPa]	Únavová pevnost ve smyku
$\Delta\tau$	[MPa]	Rozkmit smykového napětí v kritické rovině
$\Delta\tau_1$	[MPa]	Rozkmit smykového napětí v rovině ε_1^{MAX}
φ	[°]	Fázový rozdíl mezi ohybem a krutem
ψ	[-]	Konstanta
.	[-]	U vzorců má význam desetinné čárky

1 ÚVOD

Únava materiálu bývá často definována jako proces změn strukturního stavu materiálu a jeho vlastností, jenž byl vyvolaný cyklickým zatěžováním, při kterém je největší napětí menší než mez pevnosti a ve většině případů i menší než mez kluzu. Při tomto způsobu namáhání probíhá v součásti proces postupné poruchy materiálu a vznik mikrotrhlin, které se následně šíří. Až 90% všech provozních poruch částí strojů bývá způsobeno právě únavou materiálu, což tuto oblast výzkumu činí velmi důležitou. Příklady únavových lomů jsou vyobrazeny na obrázku č. 1. První kdo se o problematiku cyklického zatěžování začal zajímat, byl Angličan William J. Rankin, který v roce 1843 poukázal na tzv. krystalizaci materiálu, která při opakovaném namáhání vznikla, a která činila materiál křehčí. Samotný pojem „únava materiálu“ poprvé použil britský inženýr J. Braithwaite v padesátých letech 19. století. Nejvýznamnější osobou v této oblasti je však August Wöhler, jenž jako první prováděl systematický výzkum únavy a který zavedl pojem „mez únavy materiálu“. Součást při svých experimentech namáhal ohybem za rotace a své výsledky interpretoval v podobě tzv. „Wöhlerovy křivky“. Ta udává závislost amplitudy středního napětí na počtu cyklů do lomu.



Obrázek 1 : Příklady únavového lomu. V levé části obrázku lom na pedálu jízdního kola a v pravé části lom na jistící karabině ^[26] ^[27]

Únavový proces, od prvního zátěžného cyklu až po samotný lom lze rozdělit do tří volně na sebe navazujících stádií^[11]:

- stádium změn mechanických vlastností,
- stádium vzniku únavových trhlin,
- stádium šíření únavových trhlin.

2 ÚNAVA PŘI MULTIAXIÁLNÍM ZATĚŽOVÁNÍ

Multiaxiální namáhání je oproti jednoosému, či dvojosému náročnější z hlediska popisu, je to ale nejčastěji se objevující typ namáhání u strojních částí. U tohoto druhu namáhání je možné únavový cyklus popsat pomocí tzv. „zatěžovací cesty“, což je uzavřená trajektorie v napětovém prostoru. Zde rozlišujeme dva druhy zatěžování^[28]:

- **Proporcionální**

O proporcionálním zatěžování mluvíme v případě, kdy je poměr složek napětí od jednotlivých zatížení stejný v každém okamžiku. Říkáme, že složky napětí působí ve fázi. Proporcionální zatížení nemění směr hlavních napětí, mění pouze jejich velikost.

- **Neporcionální**

Při neporcionálním zatěžování poměr složek napětí stejný není a dochází zde ke změně směru hlavních napětí. Tento typ zatěžování vede ke složitým stavům napjatosti, kde hraje velkou roli volba vhodného kritéria multiaxiální únavy pro odhad životnosti.

2.1 Kritéria používaná k predikci životnosti

2.1.1 Napětová kritéria

Tato kritéria se lépe hodí pro oblast vysokocyklové únavy tj. oblast kdy k lomu dojde při počtu cyklů $5 \cdot 10^5 \div 2 \cdot 10^6$ a kde je plastická deformace soustředěna v okolí vznikajících trhlin. Při vysokocyklové únavě je součástí z makroskopického hlediska v elastickém stavu a hysterezní smyčka, která popisuje závislost napětí na poměrném přetvoření je velmi úzká. Lokální plastickou deformaci řídící růst trhliny je možné určit z okolní elastické deformace. O životnosti zde tedy rozhodují napětí.^{[12] [29]}

a) Kritéria založená na empirických vztazích

- **Gough-Pollardovo kritérium^{[11] [12]}**

Stejně jako ostatní empirická kritéria i toto uvádí do vzájemného vztahu výsledky získané z multiaxiálních únavových experimentů s mezními podmínkami odvozenými pro statické namáhání. K získání meze únavy kombinovaného namáhání zde bylo aplikováno zatěžování ohybem a krutem v různých poměrech. Pro tvárné materiály byl definován následující vztah:

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_c}\right)^2 + \left(\frac{\tau_a}{\tau_c}\right)^2 = 1, \quad (1)$$

kde $\sigma_c(\tau_c)$ je mez únavy ve střídavém ohybu (krutu) a $\sigma_a(\tau_a)$ je amplituda napětí ve střídavém ohybu (krutu). Pro křehké materiály se lépe hodí vztah:

$$\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_c}\right)^2 \cdot \left(\frac{\sigma_a}{\tau_c} - 1\right) + \frac{\sigma_a}{\sigma_c} \cdot \left(2 - \frac{\sigma_a}{\tau_c}\right) + \left(\frac{\tau_a}{\tau_c}\right)^2 = 1. \quad (2)$$

- **Leeovo kritérium**^{[11][12]}

Lee vychází z Gough-Pollardova vztahu, ale uvažuje u výše zmíněné kombinace namáhání fázový rozdíl. Toto kritérium lze zapsat ve tvaru:

$$\sigma_{a,ekv} = \sigma_a \cdot \left[1 + \left(\frac{\sigma_c \cdot K}{2 \cdot \tau_c}\right)^\xi\right]^{\frac{1}{\xi}}, \quad (3)$$

konstanty K a ξ se určí následovně:

$$K = \frac{2 \cdot \tau_a}{\sigma_a}, \quad (4)$$

$$\xi = 2 \cdot (1 + \beta \cdot \sin\varphi), \quad (5)$$

kde $\sigma_{a,ekv}$ je amplituda ekvivalentního napětí, β je materiálová konstanta a φ je fázový rozdíl mezi aplikovaným ohybem a krutem.

b) Kritéria založená na aplikaci invariantů napětí či deformace

- **Crosslandovo kritérium**^[11]

Toto kritérium bylo poprvé publikováno v padesátých letech minulého století. Je zde využito druhého invariantu deviátoru tenzoru napětí $J_{2,a}$ a maximální hodnoty hydrostatického napětí $\sigma_{H,max}$. Zatímco hydrostatické napětí nemá na plastickou deformaci vliv, deviátor napětí zde má vliv velký. Platí, že:

$$a_c \cdot \sqrt{J_{2,a}} + b_c \cdot \sigma_{H,max} \leq \sigma_c, \quad (6)$$

kde a_c a b_c jsou materiálové konstanty definované následovně:

$$a_c = \frac{\sigma_c}{\tau_c}, \quad (7)$$

$$b_c = 3 - \sqrt{3} \cdot \frac{\sigma_c}{\tau_c}. \quad (8)$$

- **Sinesovo kritérium**^{[11] [12]}

Toto kritérium je velmi podobné předešlému. Jediný rozdíl je v tom, že Sines na rozdíl od Crosslanda počítal se střední hodnotou hydrostatického napětí $\sigma_{H,m}$. Lze tedy napsat:

$$a_s \cdot \sqrt{J_{2,a}} + b_s \cdot \sigma_{H,m} \leq \sigma_c, \quad (9)$$

kde a_s a b_s jsou materiálové konstanty definované následovně:

$$a_s = \frac{\sigma_c}{\tau_c}, \quad (10)$$

$$b_s = 6 \cdot \frac{\sigma_c}{\sigma_{c0}} - \sqrt{3} \cdot \frac{\sigma_c}{\tau_c}, \quad (11)$$

a σ_{c0} je mez únavy v ohybu při mříjivém cyklu.

c) Kritéria vycházející z kritické roviny

Základem těchto kritérií je nalezení roviny, v níž je smykové napětí (popřípadě příslušná kombinace normálového a smykového napětí) maximální.

- **Findleyovo kritérium**^{[11] [12]}

Dle tohoto kritéria je kritickou rovinou ta, v níž součet maximálních hodnot normálového a smykového napětí dosahuje maxima. Je vyjádřeno takto:

$$\left(\frac{\Delta\tau}{2} + k \cdot \sigma_{no} \right)_{MAX} = f, \quad (12)$$

kde k a f jsou materiálové charakteristiky. Konstanta k se určuje pomocí experimentu, kdy jsou provedeny dva únavové testy při různém zatěžování (u tvárných materiálů je její hodnota přibližně 0.2÷3).

Pro namáhání krutem je možné toto kritérium psát ve tvaru:

$$\sqrt{1 + k^2} \cdot \frac{\Delta\tau}{2} = f, \quad (13)$$

a pro namáhání ohybem lze použít tvar:

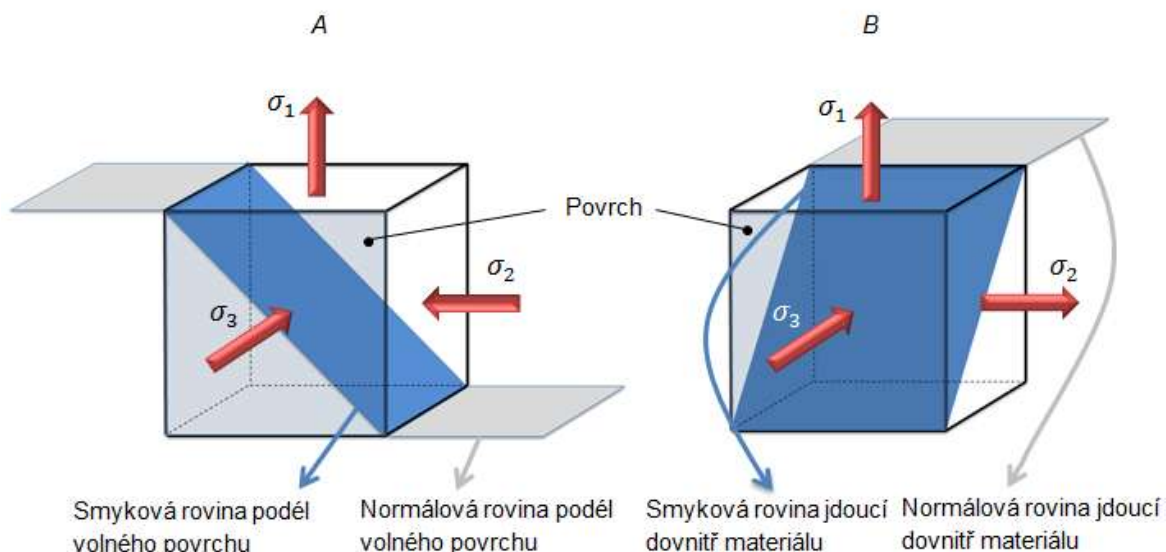
$$\sqrt{((\sigma_a)^2 + k^2 \cdot (\sigma_{max})^2)} + k \cdot \sigma_{max} = 2 \cdot f. \quad (14)$$

- **McDiarmidovo kritérium**^{[11] [12]}

McDiarmid ve svém přístupu definuje kritickou rovinu jako rovinu s maximální amplitudou smykového napětí. Uvádí se ve tvaru:

$$\frac{C_{a,max}}{t_{A,B}} + \frac{N_{max}}{2 \cdot R_m} \leq 1, \quad (15)$$

kde R_m je mez pevnosti v tahu, N_{max} je maximální normálové napětí působící v kritické rovině a $t_{A,B}$ je mez únavy ve střídavém krutu pro případ A, popřípadě B (viz. obr. 2). Hodnotu meze pevnosti v tahu získáme pomocí tahové zkoušky.



Obrázek 2 : (A) Trhlina vzniká na povrchu a následně se šíří podél volného povrchu,
(B) Trhlina vzniká na povrchu, ale následné šíření probíhá směrem do materiálu.

- **Matakeovo kritérium**^[11]

Matake ve svém kritériu uvažuje za kritickou rovinu tu s maximální amplitudou smykového napětí $C_{a,max}$. Lze jej zapsat následovně:

$$a_{Mt} \cdot C_{a,max} + b_{Mt} \cdot N_{max} \leq \sigma_c, \quad (16)$$

kde a_{Mt} a b_{Mt} jsou konstanty, které se určí ze vztahů:

$$a_{Mt} = \frac{\sigma_c}{\tau_c}, \quad (17)$$

$$b_{Mt} = 2 - \frac{\sigma_c}{\tau_c}. \quad (18)$$

d) Kritéria založená na průměrných hodnotách napětí v elementárním objemu

Na rozdíl od doposud uvedených kritérií vycházejí tato z mezoskopického přiblížení. Z mikrostrukturního hlediska se totiž materiál již nejeví jako homogenní a izotropní. Pozornost je zde zaměřena na oblast v okolí jednoho, případně několika málo zrn, kde dochází ke vzniku trhlin a jejich následnému šíření. Důležitým parametrem je zde mikroskopické smykové napětí a uplatní se zde i mikroskopické hydrostatické napětí. Hlavní myšlenkou těchto kritérií je lineární kombinace těchto dvou napětí. Je zde uvažována kritická rovina, a to ta s největším mikroskopickým smykovým napětím.^[11]

- **Dang Vanovo kritérium**^{[11] [12]}

Dang Van prezentoval své kritérium pomocí vztahu:

$$a_{DV} \cdot C_a + b_{DV} \cdot \sigma_{H,max} \leq \sigma_c, \quad (19)$$

kde $\sigma_{H,max}$ je maximální hodnota hydrostatického napětí, C_a je amplituda smykového napětí v kritické rovině a konstanty a_{DV} a b_{DV} lze určit jako:

$$a_{DV} = \frac{\sigma_c}{\tau_c}, \quad b_{DV} = 3 - \frac{3}{2} \cdot \frac{\sigma_c}{\tau_c}. \quad (20), (21)$$

- **Papadopolosovo kritérium**^[11]

Papadopoulos vytvořil svůj přístup na základě Dang Vanova. Toto kritérium je jako jedno z mála určeno výhradně pro oblast vysokocyklové únavy. Uvádí se ve tvaru:

$$\sqrt{a_p \cdot (T_a^2)} + b_p \cdot \sigma_{H,max} \leq \sigma_c, \quad (22)$$

kde $\sqrt{(T_a^2)}$ představuje průměrnou hodnotu mikroskopického smykového napětí a a_p , b_p jsou materiálové konstanty, které se určí:

$$a_p = 5 \cdot \left(\frac{\sigma_c}{\tau_c}\right)^2, \quad b_p = 3 - \sqrt{3} \cdot \frac{\sigma_c}{\tau_c}. \quad (23), (24)$$

Toto kritérium je omezeno na materiály, u kterých je splněna následující podmínka:

$$\frac{\sigma_c}{\tau_c} \leq 0.577. \quad (25)$$

2.1.2 Deformační kritéria

Tato kritéria se lépe hodí pro oblast nízkocyklové únavy kde u součásti dojde k lomu při $10^3 \div 10^5$ cyklů, ovšem použít se dají i v oblasti vysokocyklové únavy. Jsou zde použity přístupy kritické roviny, které se za dobu svého testování ukázaly být při stanovování životnosti v multiaxiální únavě spolehlivé. Deformační kritéria uvažují cyklickou plastickou únavu, k níž může dojít například při náhodném zatěžování, které obsahuje cykly přetížení.

a) Deformační přístupy kritické roviny

V případě těchto kritérií je řídicím parametrem únavy deformace.

- **Brownovo kritérium**^[29]

V tomto případě je jako kritická rovina uvažována ta, ve které smyková deformace (zkos) dosahuje maximální hodnoty:

$$\frac{\gamma_{max}}{2} = f(N_f). \quad (26)$$

- **Kandil-Brown-Millerovo kritérium**^[29]

Jedná se o modifikaci Brownova kritéria a je zde zahrnut i vliv normálové deformace. Lze psát:

$$\gamma_{max} + S \cdot \varepsilon_n = f(N_f), \quad (27)$$

kde γ_{max} je maximální amplituda zkosení, ε_n je amplituda normálové deformace na kritické rovině a S je konstanta, která reprezentuje vliv ε_n na růst trhliny a je určena z dat tahové a krutové zkoušky.

b) Deformačně-napět'ové přístupy kritické roviny

Kritéria patřící do této skupiny jsou ve srovnání s deformačními kritérii vhodná jak pro oblast vysokocyklové tak i pro oblast nízkocyklové únavy. Řídicím parametrem je tady deformace a jako sekundární parametr je tu napětí. Je zde také uvažován vliv středního normálového napětí, jež může velkou měrou ovlivnit únavovou životnost. V případě víceosé únavy hraje velkou roli směr tohoto napětí vůči kritické rovině.

- **Fatemi-Socieho kritérium**^[12]

Tento model má široké uplatnění pro smykový mód poškození. Lze jej psát ve tvaru:

$$\frac{\Delta\gamma}{2} \cdot \left(1 + k \cdot \frac{\sigma_{n,max}}{R_e}\right) = f(N_f), \quad (28)$$

kde $\Delta\gamma$ je rozkmit smykové deformace, $\sigma_{n,max}$ představuje maximální normálové napětí na kritické rovině, k je materiálová konstanta určená z dat tahové a krutové zkoušky, R_e je mez kluzu.

- **Kritérium Socieho a kol.**^[29]

V tomto kritériu je zahrnut vliv středního normálového napětí:

$$\Delta\gamma_{max} + \varepsilon_n + \frac{\sigma_{n,m}}{E} = f(N_f), \quad (29)$$

kde $\sigma_{n,m}$ je střední normálové napětí, E je modul pružnosti v tahu.

2.1.3 Energetická kritéria

Tyto přístupy vycházejí z úvahy, že na životnost má rozhodující vliv celková deformační energie akumulovaná až do okamžiku lomu. Tato energie odpovídá pro jeden cyklus ploše hysterezní smyčky. A jak už bylo zmíněno, jelikož v oblasti vysokocyklové únavy jsou tyto smyčky velmi úzké, jsou tato kritéria vhodná především pro oblast nízkocyklové únavy.

- **Smith-Watson-Topperovo kritérium**^[12]

Dle tohoto modelu má na únavovou životnost vliv rozkmit maximální hodnoty hlavní deformace $\Delta\varepsilon_1^{max}$ a také maximální hodnota normálového napětí $\sigma_{n,max}$, které působí v rovině maximální deformace. Uvádí se ve tvaru:

$$\sigma_{n,max} \cdot \frac{\Delta\varepsilon_1^{max}}{2} = \sigma_f' \cdot (2N_f)^b \cdot \left[\frac{\sigma_f'}{E} \cdot (2N_f)^b + \varepsilon_f' \cdot (2N_f)^c \right], \quad (30)$$

kde σ_f' je únavová pevnost, ε_f' je únavová tažnost, $2N_f$ vyjadřuje počet půl-cykľů do lomu, b je exponent únavové pevnosti a c je exponent únavové tažnosti.

- **Chenovo kritérium**^[30]

U tohoto kritéria jsou uvažovány odlišné parametry pro proporcionální (tah) a neproporcionální (smyk) zatěžování. Při proporcionálním zatěžování jsou maximální rozkmit normálové deformace a normálového napětí ve fázi. Smyková složka deformace a napětí je zde nulová. Při neproporcionálním zatěžování je na rovině maximální smykové deformace dosaženo vysoké hodnoty i v případě smykové složky napětí resp. deformace.

- Tah:

$$W = \Delta \varepsilon_1^{max} \cdot \Delta \sigma_1 + \Delta \gamma_1 \cdot \Delta, \quad (31)$$

- Smyk:

$$W = \Delta \gamma_{max} \cdot \Delta \tau + \Delta \varepsilon_n \cdot \Delta \sigma_n, \quad (32)$$

kde W je hustota deformační energie v kritické rovině, $\Delta \varepsilon_1^{max}$ rozkmit největší hlavní normálové deformace, $\Delta \sigma_1$, $\Delta \gamma_1$, $\Delta \tau_1$ jsou rozkmit normálového napětí, smykové deformace a smykového napětí v rovině ε_1^{max} , $\Delta \gamma_{max}$ je rozkmit maximální smykové deformace, $\Delta \tau$, $\Delta \sigma_n$, $\Delta \varepsilon_n$ jsou rozkmit smykového napětí, normálového napětí a normálové deformace v rovině největší smykové deformace.

- **Glinkovo kritérium**^[30]

Toto kritérium je určeno pro dvojosou napjatost a hustota deformační energie v kritické rovině W se vyjádří jako:

$$W = \frac{\Delta \gamma}{2} \cdot \frac{\Delta \tau}{2} + \frac{\Delta \varepsilon_n}{2} \cdot \frac{\Delta \sigma_n}{2}, \quad (33)$$

kde $\Delta \gamma$, $\Delta \tau$, $\Delta \varepsilon_n$, $\Delta \sigma_n$ jsou rozkmit smykové deformace, smykového napětí, normálové deformace a normálového napětí v kritické rovině.

- **Panovo kritérium**^[30]

Vychází z předešlého Glinkova modelu, ale jsou zde přidány dva váhové parametry κ_1, κ_2 , které mají zaručit nezávislost deformační energie v tečném a normálovém směru. Zmíněné parametry se určí z výsledků torzních a uniaxiálních únavových zkoušek.^[30]

$$W = \frac{\Delta \gamma}{2} \cdot \frac{\Delta \tau}{2} + \kappa_1 \cdot \kappa_2 \cdot \frac{\Delta \varepsilon_n}{2} \cdot \frac{\Delta \sigma_n}{2}. \quad (34)$$

Váhové parametry:

$$\kappa_1 = \frac{\gamma'_f}{\varepsilon'_f}, \kappa_2 = \frac{\sigma'_f}{\tau'_f}, \quad (35), (36)$$

kde τ'_f je únavová pevnost ve smyku a γ'_f únavová tažnost ve smyku.

2.2 Mechanické zkoušky materiálu

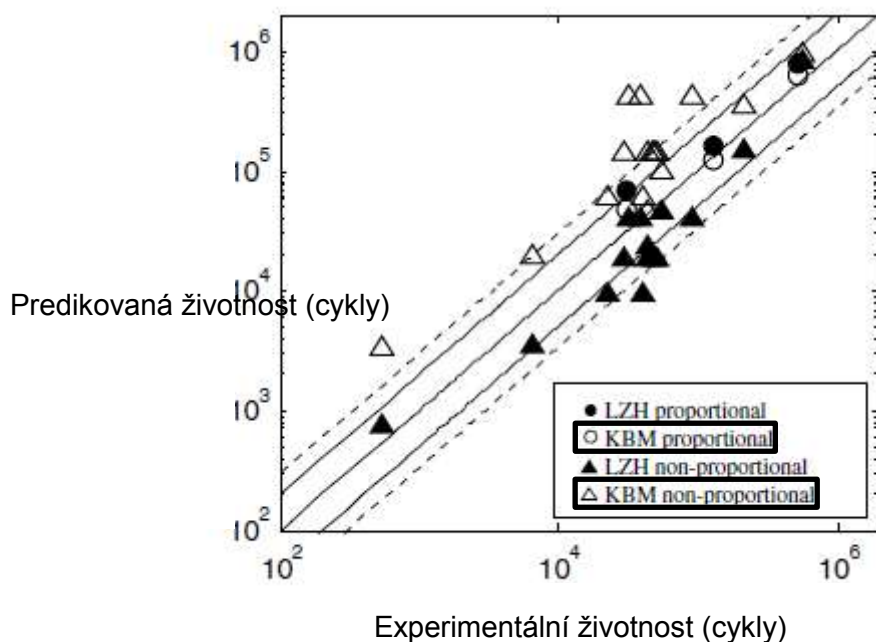
U velké části výše uvedených kritérií je potřeba pro jejich aplikaci znát různé materiálové konstanty. Ty se určí na základě údajů z vhodných mechanických zkoušek. Ty dle [31] můžeme rozdělit na:

- **Základní zkoušky mechanických vlastností**
 - Zkoušky statické
 - Zkouška tahem
 - Zkouška tlakem
 - Zkouška ohybem
 - Zkouška krutem
 - Zkouška stříhem
 - Zkoušky tvrdosti
 - Metoda Brinellova
 - Metoda Vickersova
 - Metoda Rockwelova
 - Zkouška rázem v ohybu
 - Charpyho zkouška
- **Zkoušky pro hodnocení mezních stavů materiálu**
 - Zkoušky křehkolomových vlastností materiálu
 - Zkoušky staticko-lomové houževnatosti
 - Zkoušky dynamické lomové houževnatosti
 - Únavové zkoušky
 - Zkoušky v nízkocyklové oblasti
 - Zkoušky ve vysokocyklové oblasti
 - Zkoušky v gigacyklové oblasti
 - Stanovení rychlosti šíření únavových trhlin
 - Zkoušky tečení materiálu
 - Vlastní tečení neboli creep
 - Relaxace

2.3 Vhodnost vybraných kritérií v závislosti na způsobu zatěžování a materiálu.

Jak již bylo zmíněno, některá z uvedených kritérií jsou vhodná spíše pro oblast vysokocyklové únavy a jiná pro oblast nízkocyklové únavy. Je ovšem také důležité, zda je aplikujeme při proporcionálním či neproporcionálním zatěžování a také samozřejmě záleží na materiálu, ze kterého je součást vyrobena. Každé z kritérií tedy přináší lepší výsledky pro různé podmínky. Během posledních let byla provedena řada experimentů, jejichž cílem bylo ověřit, do jaké míry se životnost součástí z určitého materiálu, předpovězená některým ze zvolených kritérií, shoduje s experimentálně získanými výsledky.

V tabulce č. 1 je uvedeno několik vybraných materiálů. U každého z nich je uvedeno, kterým kritériem (kritérii) byla predikce životnosti provedena a zda bylo lepší shody dosaženo při proporcionálním či neproporcionálním namáhání. Příklad zpracování výsledků takového experimentu, ze kterého lze uведенé závěry vyvodit je uveden na obrázku č. 3. Je zde vidět míra korelace mezi předpovězeným počtem cyklů do lomu (svislá osa) a počtem cyklů stanoveným experimentem (vodorovná osa) pro ocel S460N.



Obrázek 3: Příklad korelace mezi předpovězeným počtem cyklů do lomu a experimentálně zjištěnými údaji.^[34]

Z údajů patrných z obrázku lze tedy usoudit, že pro daný materiál přináší kritérium KBM (Kandil-Brown-Miller) lepší výsledky při proporcionálním zatěžování. Tímto způsobem byla získána data v tabulce č. 1.

Materiál	Kritérium	Vhodnější zatěžování
1045HR (12050)	Kandil-Brown-Miller	Proporcionální
	Glinka	Proporcionální
	Pan	Proporcionální
S355 (11523)	Smith-Watson-Topper	Proporcionální
	Fatemi-Socie	Podobná shoda při obou typech zatěžování
	Ellyin	Podobná shoda při obou typech zatěžování
LY12CZ (Slitina hliníku)	Kandil-Brown-Miller	Neporcionální
GH4169 (Nerezová ocel)	Kandil-Brown-Miller	Podobná shoda při obou typech zatěžování
S460N (16229)	Fatemi-Socie	Podobná shoda při obou typech zatěžování
	Kandil-Brown-Miller	Proporcionální
AZ61A (Hořčíková slitina)	Fatemi-Socie	Podobná shoda při obou typech zatěžování
6061 (Slitina hliníku)	Kandil-Brown-Miller	Proporcionální
42CrMo4 (15142)	Gough	Podobná shoda při obou typech zatěžování
	Lee	Neporcionální
	Sines	Proporcionální
	McDiarmid	Proporcionální
AISI 304 (17240) (Nerezová ocel)	Kandil-Brown-Miller	Podobná shoda při obou typech zatěžování
	Glinka	Neporcionální
	Pan	Podobná shoda při obou typech zatěžování
Vysokouhlíková ocel	Lee	Podobná shoda při obou typech zatěžování
	McDiarmid	Proporcionální
Nízkouhlíková ocel	Lee	Podobná shoda při obou typech zatěžování
	McDiarmid	Proporcionální

Tabulka 1: Vhodnost vybraných kritérií u vybraných materiálů s přihlédnutím na druh zatěžování.^{[21][23][30][34][42]}

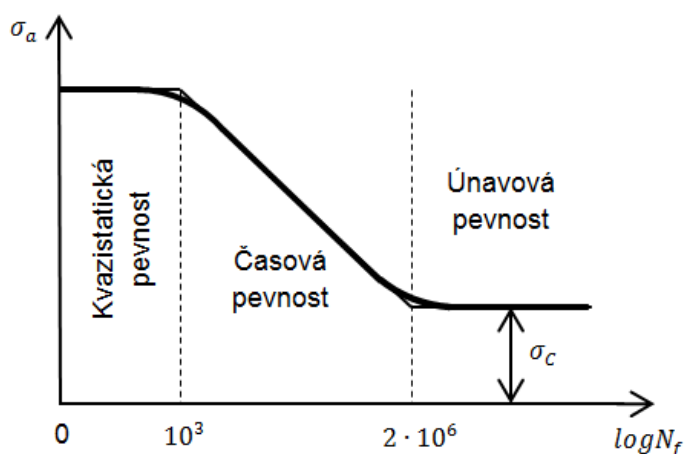
U některých materiálů je v závorce uveden ekvivalent k vybranému materiálu dle normy ČSN. Tam, kde nebyl nalezen, je alespoň v závorce pro představu uvedeno o jaký druh materiálu se jedná.

3 IDENTIFIKACE ÚNAVOVÝCH PARAMETRŮ

3.1 Křivky únavové životnosti

K posuzování únavových vlastností materiálu se používají křivky únavové životnosti, které se získávají z únavových zkoušek. Ty se obvykle provádějí na hladkých vzorcích s konstantním průřezem. Všechny zkušební tyče musí mít stejný materiál, tvar, jakost povrchu a musí být stejně dlouhé. Moderní elektronicky řízené stroje jsou schopny v průběhu zatěžování udržovat konstantní hodnoty amplitud napětí, plastické deformace nebo celkové deformace. V oblasti vysokocyklové únavy, kde převládá elastická složka deformace, je k popisu chování materiálu vhodné použít Wöhlerovu křivku (obr. 4). Při zkoušce, na jejímž základě se křivka sestavuje, je první zkušební tyč zatížena napětím těsně pod mezí kluzu a další zkušební tyče jsou postupně zatěžovány čím dál menším napětím. To má za následek zvyšující se počet cyklů do lomu.

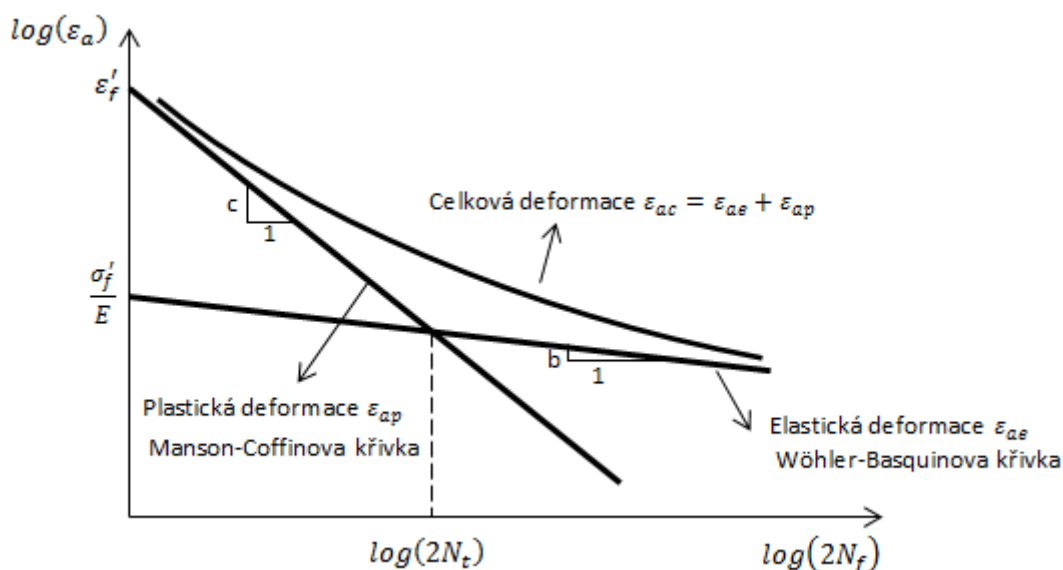
Křivka se vyhodnocuje nejčastěji v semilogaritmickém systému ($\sigma_a - \log N_f$) a její průběh se aproximuje šikmou a vodorovnou čarou. Šikmá čára, která představuje oblast časové pevnosti, vznikne proložením bodů získaných z ukončených zkoušek. To jsou takové, při kterých dojde k porušení zkušební tyče. Vodorovná čára, která představuje oblast trvalé únavové pevnosti a stanovuje mez únavy σ_c (napětí, při kterém součást vydrží teoreticky nekonečný počet cyklů) vznikne proložením bodů získaných z neukončených zkoušek, tedy z těch u kterých nedošlo k poškození ani pro předepsaný počet cyklů. Například pro ocel je dle normy stanovena tato hodnota na 10^7 cyklů. V tomto případě se při zkoušce používá tzv. měkké zatěžování, kdy je řízena amplituda napětí. Pro přibližné určení Wöhlerovy křivky je zapotřebí 8 až 12 vzorků a pro přesnější určení a následné vyhodnocení je jich potřeba 15 až 20.^[32]



Obrázek 4: Wöhlerova křivka v semilogaritmických souřadnicích

Z hlediska odolnosti materiálů proti únavě je v dnešní době běžné navrhovat stroje na omezenou životnost. Lze tím dosáhnout úspory materiálu, nižší hmotnosti a ceny stroje, či součástí. Největší význam zde má tedy oblast nízkocyklové únavy. Odolnost proti únavě je v této oblasti určena schopností materiálu odolávat střídavé plastické deformaci bez porušení. Pro popis chování materiálu v nízkocyklové únavě, kde převažuje plastická složka deformace nad elastickou, je vhodnější použít spíše Manson-Coffinovu křivku (obr. 5), která udává závislost amplitudy plastické deformace na počtu cyklů do lomu. Při únavových zkouškách se v tomto případě používá tzv. tvrdé zatěžování, tedy zatěžování s řízenou amplitudou deformace. Z experimentálních důvodů bývá vhodné při únavovém zatěžování aplikovat amplitudu celkové deformace ε_{ac} , která se skládá z plastické složky ε_{ap} a elastické složky ε_{ae} . Závislost mezi amplitudou celkové deformace a počtem cyklů do lomu je pro zatěžování homogenních vzorků tahem a tlakem dle Mansona dána vztahem:^[35]

$$\varepsilon_{ac} = \varepsilon_{ae} + \varepsilon_{ap} = \frac{\sigma_f'}{E} \cdot (2N_f)^b + \varepsilon_f' \cdot (2N_f)^c. \quad (37)$$



Obrázek 5: Závislost elastické, plastické a celkové deformace na počtu cyklů do lomu

Hodnota N_t představuje tzv. tranzitní počet cyklů, kdy je elastická složka deformace rovna složce plastické. Vymezuje přechod z nízkocyklové únavy do únavy vysokocyklové. Ve vztahu (37) se vyskytují celkem 4 materiálové konstanty σ_f' , ε_f' , b , c , jejichž určení je nezbytné pro predikci životnosti dané součásti. Pro uniaxiální zatěžování bylo navrženo několik metod pro získání těchto konstant a sestavení křivek životnosti.

3.2 Metody pro určení únavových parametrů

3.2.1 Lineární regresní analýza

Lineární regrese představuje aproximaci experimentálně zjištěných hodnot polynomem prvního řádu, tedy přímkou, která je popsána rovnicí:^[36]

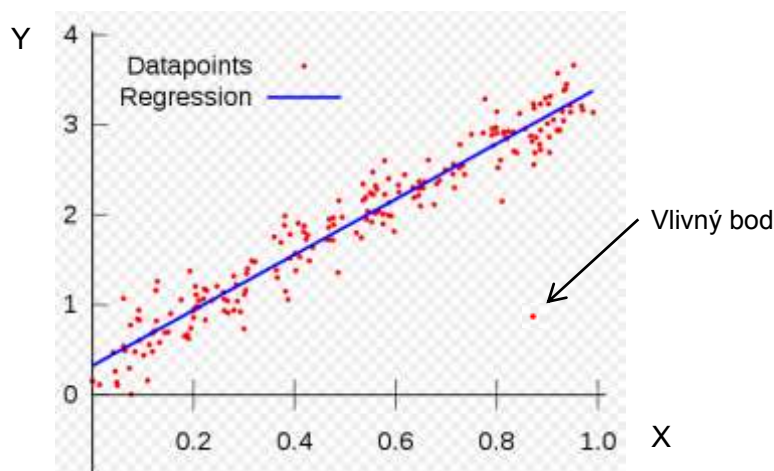
$$Y = A + B \cdot X. \quad (38)$$

Tuto metodu lze použít, pouze pokud experimentálně zjištěná data vykazují lineární závislost. Parametr A reprezentuje úsek, který přímka vytne na ose y a parametr B udává směrnici přímky, čili tangentu směrového úhlu. Tyto parametry bývají označovány jako tzv. regresní koeficienty. Pro získání odhadů těchto neznámých parametrů se využívá metoda nejmenších čtverců. Na jejím základě byly pro odhadnuté regresní koeficienty odvozeny následující vztahy:

$$a = \frac{n \cdot \sum X_i^2 \cdot \sum Y_i - \sum X_i \cdot \sum X_i \cdot Y_i}{n \cdot \sum X_i^2 - (\sum X_i)^2}. \quad (39)$$

$$b = \frac{n \cdot \sum X_i \cdot Y_i - \sum X_i \cdot \sum y_i}{n \cdot \sum X_i^2 - (\sum X_i)^2}. \quad (40)$$

Tímto je stanoven odhad regresní přímky (obr. 6) $\hat{y} = a + b \cdot x$ a je třeba zjistit, jak byl úspěšný. Regresní funkce je tím lepší, čím více jsou experimentální hodnoty závisle proměnné soustředěny kolem odhadnuté regresní funkce. Kvalitu regresního modelu udává tzv. index determinace označovaný R^2 . Ten vyjadřuje, jaká část celkového rozptylu vysvětlované proměnné Y byla vysvětlena regresním modelem. Tento index nabývá hodnot 0 až 1, přičemž čím je blíže jedničce, tím je regresní model kvalitnější.



Obrázek 6: Korelační pole a regresní přímka proložená souborem dat^[37]

Na kvalitu regresního modelu mají, mimo jiné, vliv také tzv. vlivné body. Jsou to body, které významně vybočují z řady změřených dat, čehož si lze všimnout v korelačním poli.

Tyto body ovlivňují sklon regresní přímky, čímž dochází ke znehodnocení výsledků celé analýzy a k chybnému určení zkoumaných únavových parametrů. Příčina vzniku těchto bodů by měla být analyzována a mělo by následovat jejich vyloučení.

- **Analýza dat v oblasti nízkocyklové únavy**

Pro analýzu dat v této oblasti je potřeba znát pro každý zkoušený vzorek počet cyklů do lomu a hodnotu amplitudy plastické složky deformace. Neměla by se však používat hodnota experimentálně zjištěná, ale hodnota spočtená. Důvodem je nízká rozlišovací schopnost při měření v oblasti malých plastických deformací, která by mohla způsobit zkreslení výsledné Manson-Coffinovy křivky. V první řadě se spočítá amplituda elastické složky deformace jako hodnota napětí v polovině životnosti podělená hodnotou modulu pružnosti v tahu:^[4]

$$\varepsilon_{ae} = \frac{\sigma_a}{E}. \quad (41)$$

Amplituda plastické deformace se potom spočítá jako rozdíl amplitudy celkové deformace a amplitudy elastické složky:

$$\varepsilon_{ap} = \varepsilon_{ac} - \varepsilon_{ae} = \varepsilon_{ac} - \frac{\sigma_a}{E}. \quad (42)$$

Jelikož amplituda plastické deformace je zde při zkoušce řídicím prvkem, bude v analýze vystupovat $\log(\varepsilon_{ap})$ jako nezávisle proměnná X . Počet cyklů do lomu $\log(2N_f)$ bude představovat závisle proměnnou Y . Hodnota indexu determinace R^2 by se měla pohybovat nad hodnotou 0.9. Pokud by hodnota byla menší, značilo by to značný rozptyl dat. Po provedení analýzy a získání hodnot regresních koeficientů A a B lze pomocí těchto koeficientů vyjádřit únavovou tažnost ε'_f , respektive exponent únavové tažnosti c následovně:

$$A = \left(-\frac{1}{c}\right) \cdot \log(\varepsilon'_f), B = \frac{1}{c}, \quad (43), (44)$$

odtud:

$$c = \frac{1}{B}, \quad \varepsilon'_f = 10^{((-c) \times A)} \quad (45), (46)$$

- **Analýza dat v oblasti vysokocyklové únavy**

V této oblasti jsou hledanými parametry únavová pevnost σ'_f a exponent únavové pevnosti b . Na rozdíl od nízkocyklové oblasti je zde namísto amplitudy plastické deformace řídicím prvkem hodnota napětí v polovině životnosti $\log(\sigma_a)$, která představuje v tomto případě nezávisle proměnnou Y . Jako závisle proměnná X i zde vystupuje počet cyklů do lomu $\log(2N_f)$. Vztah mezi získanými regresními koeficienty a hledanými parametry je následovný:

$$A = \left(-\frac{1}{b}\right) \cdot \log(\sigma'_f), B = \frac{1}{b}, \quad (47), (48)$$

Odtud:

$$b = \frac{1}{B}, \varepsilon'_f = 10^{((-b) \times A)}. \quad (49), (50)$$

Pro výpočet tranzitního počtu cyklů lze odvodit následující vztah:

$$N_t = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{\sigma'_f}{\varepsilon'_f \cdot E} \right)^{\frac{1}{c-b}}. \quad (51)$$

3.2.2 Čtyřbodová korelační metoda (ČKM) ^[5]

Manson navrhnul tuto metodu pro sestavení křivek životnosti a určení únavových parametrů pomocí čtyř bodů. K určení křivek životnosti je zde zapotřebí pouze dvou bodů pro elastickou, respektive plastickou část (obr. 7). Každý z těchto bodů je určen pouze na základě znalosti dat z tahové zkoušky. Na základě poznatků o chování materiálu byly navrženy následující body.

Pro elastickou křivku:

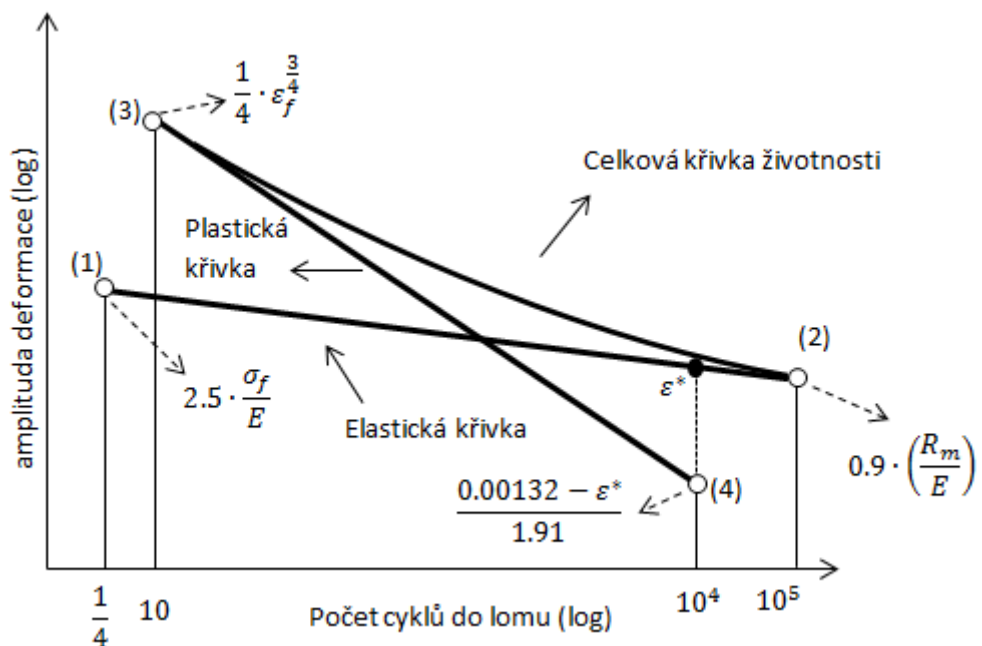
body 1,2 (počet cyklů)

$$N_f = \frac{1}{4}, N_f = 10^5. \quad (52), (53)$$

Pro plastickou křivku:

body 3,4 (počet cyklů)

$$N_f = 10, N_f = 10^4. \quad (54), (55)$$



Obrázek 7: Konstrukce křivek životnosti čtyřbodovou korelační metodou.

Na obrázku č. 7 jsou uvedeny hodnoty příslušné složky deformace odpovídající jednotlivým bodům. Pro výpočet únavových parametrů pomocí dat získaných z tahové zkoušky byly odvozeny následující vztahy:

$$\sigma'_f = \frac{E}{2} \cdot 10^{b \cdot \log(2) + \log\left[\frac{2.5 \cdot R_m \cdot (1 + \epsilon_f)}{E}\right]}, \quad (56)$$

$$b = \frac{\log\left[\frac{2.5 \cdot (1 + \epsilon_f)}{0.9}\right]}{\log\left(\frac{1}{4 \cdot 10^5}\right)}, \quad (57)$$

$$\epsilon'_f = \frac{1}{2} \cdot 10^{c \cdot \log\left(\frac{1}{20}\right) + \log\left(\frac{1}{4} \cdot \epsilon_f^{\frac{3}{4}}\right)}, \quad (58)$$

$$c = \frac{1}{3} \cdot \log\left[\frac{0.0132 - \epsilon^*}{1.91}\right] - \frac{1}{3} \cdot \log\left(\frac{1}{4} \cdot \epsilon_f^{\frac{3}{4}}\right), \quad (59)$$

kde R_m je mez pevnosti v tahu, a hodnota ϵ_f představuje skutečnou lomovou tažnost, která je dána vztahem:

$$\epsilon_f = \ln\left(\frac{1}{1 - RA}\right), \quad (60)$$

kde RA vyjadřuje změnu průřezu zkoušeného vzorku během tahové zkoušky podle vztahu:

$$RA = \frac{S_0 - S_f}{S_0}, \quad (61)$$

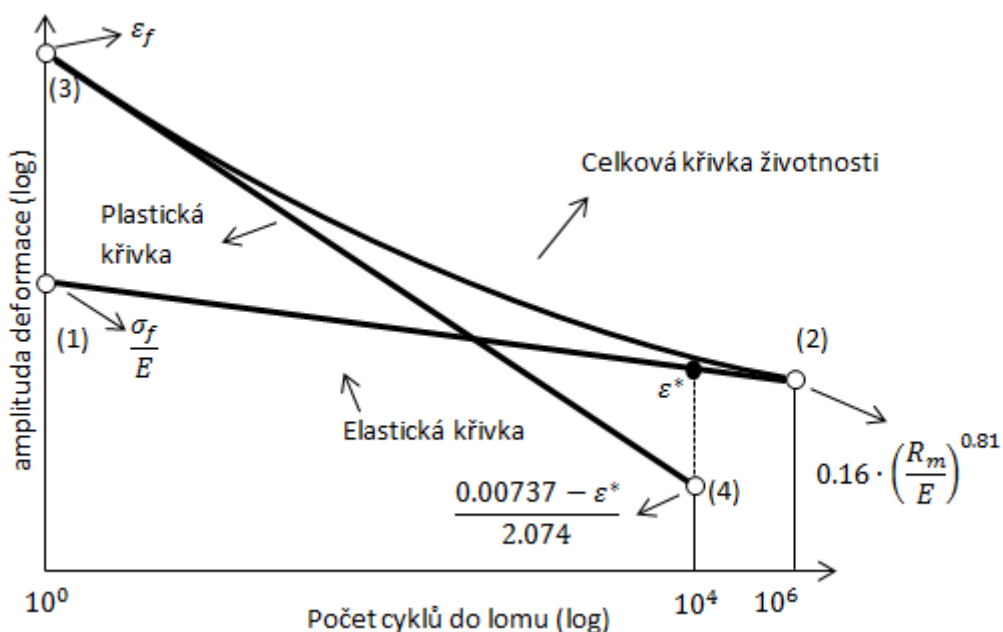
přičemž S_0 je plocha průřezu vzorku před začátkem tahové zkoušky a S_f je plocha průřezu vzorku na konci zkoušky.

Člen ε^* představuje elastickou složku deformace při 10^4 cyklů do lomu a určí se ze vztahu:

$$\varepsilon^* = 10^{b \cdot \log(4 \cdot 10^4) + \log\left[\frac{2.5 \cdot R_m \cdot (1 + \varepsilon_f)}{E}\right]}. \quad (62)$$

3.2.3 Modifikovaná čtyřbodová korelační metoda (MČKM) ^[5]

Tato metoda je velmi podobná té původní a autorem její úpravy je Ong. Počáteční krok zahrnuje určení amplitudy plastické složky deformace pro 10^4 a elastické složky pro 10^6 cyklů do lomu. Tyto složky deformace představují první dva body ze čtyř potřebných pro konstrukci křivek životnosti. Pro konstrukci zbylých dvou bodů stačí jeden cyklus. Hodnoty příslušných složek deformací pro jednotlivé body jsou patrné z obrázku č. 8.



Obrázek 8: Konstrukce křivek životnosti modifikovanou čtyřbodovou korelační metodou.

Pro tuto metodu byly odvozeny k určení únavových parametrů následující vztahy:

$$\sigma_f' = R_m \cdot (1 + \varepsilon_f), \quad (63)$$

$$\varepsilon_f' = \varepsilon_f, \quad (64)$$

$$b = \frac{1}{6} \cdot \left\{ \log \left[0.16 \cdot \left(\frac{R_m}{E} \right)^{0.81} \right] - \log \left(\frac{\sigma_f}{E} \right) \right\}, \quad (65)$$

$$c = \frac{1}{4} \cdot \left[\log \left(\frac{0.00737 - \varepsilon^*}{2.074} \right) - \log(\varepsilon_f) \right], \quad (66)$$

kde amplituda elastické složky deformace při 10^4 cyklech do lomu ε^* se v tomto případě určí následovně:

$$\varepsilon^* = \frac{\sigma_f}{E} \cdot \left[10^{\frac{2}{3} \left\{ \log \left[0.16 \cdot \left(\frac{R_m}{E} \right)^{0.81} \right] - \log \left(\frac{\sigma_f}{E} \right) \right\}} \right]. \quad (67)$$

Tato hodnota se poté převede vztahem uvedeným na obrázku č. 8 u bodu (4) na plastickou křivku. Toto se provádí i u originální čtyřbodové korelační metody.

Při nedostupnosti hodnoty napětí do porušení σ_f bývá pro přibližné stanovení parametrů b a c přijímán následující předpoklad:

$$\sigma_f \cong \sigma_f'. \quad (68)$$

3.2.4 Metoda univerzálního sklonu (MUS) ^[5]

Sklon obou křivek, charakterizován parametry b a c , nezávisí dle autora na materiálu a je tedy pro všechny materiály stejný. Hodnoty parametrů jsou určeny následovně:

$$\sigma_f' = 1.9018 \cdot R_m, \quad (69)$$

$$\varepsilon_f' = 0.7579 \cdot \varepsilon_f^{0.6}, \quad (70)$$

$$b = -0.12, \quad (71)$$

$$c = -0.6. \quad (72)$$

3.2.5 Modifikovaná metoda univerzálního sklonu (MMUS) ^[5]

Muralidharan a Manson navrhli úpravy v původní metodě, které vyústili v následující vztahy:

$$\sigma'_f = E \cdot 0.623 \cdot \left(\frac{R_m}{E}\right)^{0.832}, \quad (73)$$

$$\varepsilon'_f = 0.019 \cdot \varepsilon_f^{0.155} \cdot \left(\frac{R_m}{E}\right)^{-0.53}, \quad (74)$$

$$b = -0.09, \quad (75)$$

$$c = -0.56. \quad (76)$$

3.2.6 Mitchellova metoda (MM) ^[5]

Mitchell pro ocele s tvrdostí pod 500HB navrhnul následující vztahy pro určení parametrů křivek životnosti:

$$\sigma'_f = R_m + 345(MPa), \quad (77)$$

$$b = -\frac{1}{6} \cdot \log \left[\frac{2 \cdot (R_m + 345)}{R_m} \right], \quad (78)$$

$$\varepsilon'_f = \varepsilon_f, \quad (79)$$

$$c = -0.6. \quad (80)$$

3.2.7 Jednotné materiálové pravidlo (JMP) ^[5]

Autory této metody jsou Bäuml a Seeger. Hodnoty parametrů b , c a ε'_f jsou zde konstantní pro určitou skupinu materiálů. Uvažuje se zde například odlišný sklon únavové křivky pro legované a nelegované oceli. K určení únavových parametrů je zde zapotřebí znát pouze hodnotu modulu pružnosti v tahu E a meze pevnosti v tahu R_m . Pro nelegované a mírně legované oceli byly definovány následující vztahy:

$$\sigma'_f = 1.5 \cdot R_m, \quad (81)$$

$$\varepsilon'_f = 0.59 \cdot \psi, \quad (82)$$

$$b = -0.08, \quad (83)$$

$$c = -0.58, \quad (84)$$

kde konstanta ψ se určí následovně:

$$\psi = 1 \text{ pro } \frac{R_m}{E} \leq 0.003, \quad (85)$$

$$\psi = 1.375 - 125 \cdot \frac{R_m}{E} \text{ pro } \frac{R_m}{E} > 0.003. \quad (86)$$

Pro slitiny hliníku a titanu se zde hodnoty parametrů od oceli liší:

$$\sigma'_f = 1.67 \cdot R_m, \quad (87)$$

$$\varepsilon'_f = 0.35, \quad (88)$$

$$b = -0.095, \quad (89)$$

$$c = -0.69. \quad (90)$$

3.2.8 Metoda tvrdosti (MT) ^[5]

Autoři Roessle a Fatemi v této jednoduché metodě určují únavové parametry pouze pomocí hodnoty tvrdosti dle Brinnella a modulu pružnosti v tahu, v čemž spočívá její hlavní výhoda. Je určena pro materiály s tvrdostí 150HB až 700HB. Tvrdost dle Brinnella se určí z nedestruktivní zkoušky, kdy se do materiálu vtlačí ocelová kulička o daném průměru, který závisí na tloušťce zkoušeného materiálu. Tvrdost se určuje aritmetickým průměrem změřených průměrů vtisku měřených 2x kolmo na sebe podle vzorce:

$$HB = \frac{(0.102 \cdot F)}{S} \quad (91)$$

Kde F je síla, kterou je kulička vtlačována do materiálu a S je povrch vtisku vytlačeného vrchlíku, jenž je považován za kulový. Únavové parametry b a c zde mají stejnou hodnotu jako u modifikované metody univerzálního sklonu. Platí, že:

$$\sigma'_f = 4.25(HB) + 225(MPa), \quad (92)$$

$$\varepsilon'_f = \frac{1}{E} \cdot [0.32(HB)^2 - 487(HB) + 191000], \quad (93)$$

$$b = -0.09, \quad (94)$$

$$c = -0.56. \quad (95)$$

3.2.9 Mediánová metoda (MeM) ^[10]

Tato metoda je ze všech uvedených metod nejmladší. Autoři Meggiolaro a Castro sestavili následující vztahy:

pro ocele:

$$\sigma'_f = 1.5 \cdot R_m, \quad (96)$$

$$\varepsilon'_f = 0.45, \quad (97)$$

$$b = -0.09, \quad (98)$$

$$c = -0.56, \quad (99)$$

pro slitiny hliníku:

$$\sigma'_f = 1.9 \cdot R_m, \quad (100)$$

$$\varepsilon'_f = 0.28, \quad (101)$$

$$b = -0.11, \quad (102)$$

$$c = -0.66, \quad (103)$$

pro slitiny titanu:

$$\sigma'_f = 1.9 \cdot R_m, \quad (104)$$

$$\varepsilon'_f = 0.5, \quad (105)$$

$$b = -0.10, \quad (106)$$

$$c = -0.69. \quad (107)$$

3.3 Únavové parametry při prostém kroucení

Všechny doposud uvedené metody určené ke zjištění únavových parametrů stanovují životnost pouze pro uniaxiální namáhání. Rovnici (35) lze pro torzní namáhání psát ve tvaru:^[16]

$$\gamma_{ac} = \gamma_{ae} + \gamma_{ap} = \frac{\tau'_f}{G} \cdot (2N_f)^{b_0} + \gamma'_f \cdot (2N_f)^{c_0}, \quad (108)$$

kde γ_{ac} je amplituda celkového zkosu, γ_{ae} a γ_{ap} představují amplitudy elastické a plastické složky zkosu. Hodnota b_0 představuje exponent únavové pevnosti při kroucení a c_0 exponent únavové tažnosti při kroucení. Modul pružnosti ve smyku G lze spočítat následovně:

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \mu)}, \quad (109)$$

kde μ je poissonovo číslo a má hodnotu 0.3.

Většina výzkumů se zaměřuje pouze na stanovování únavových parametrů pro jednoosé namáhání. Jedním z důvodů je náročnost torzních únavových zkoušek a také omezené množství vhodných materiálů. Nutno říci, že výzkum nových metod pro určení únavových parametrů v této oblasti je velmi žádoucí. V mnoha kritériích, vhodných pro smykové lomy, je nutná znalost právě těchto únavových dat. Tyto metody by také respektovali fakt, že u většiny ocelí určených pro konstrukční aplikace dojde k porušení smykovým módem. Zařízení pro takovýto typ zatěžování však nejsou tak široce dostupná jako zařízení pro jednoosé namáhání.

Při nedostupnosti dat z torzních únavových zkoušek je možné k určení únavových parametrů použít data získaná ze zkoušek při jednoosém namáhání, která za použití hypotéz pevnosti dle HMM, Guesta či Saint – Venanta lze převést na jejich torzní ekvivalenty. Pomocí hypotézy HMM (Hypotéza maximální hustoty deformační energie na změnu tvaru) se příslušné únavové parametry určí následovně:

$$\tau'_f = \frac{\sigma'_f}{\sqrt{3}}, \quad (110)$$

$$\gamma'_f = \sqrt{3} \cdot \varepsilon'_f, \quad (111)$$

$$b_0 = b, \quad (112)$$

$$c_0 = c, \quad (113)$$

dle Guesta (Hypotéza maximálního smykového napětí):

$$\tau'_f = \frac{\sigma'_f}{2}, \quad (114)$$

$$\gamma'_f = 1.5 \cdot \varepsilon'_f, \quad (115)$$

$$b_0 = b, \quad (116)$$

$$c_0 = c, \quad (117)$$

dle Saint-Venanta (Hypotéza maximálních poměrných deformací):

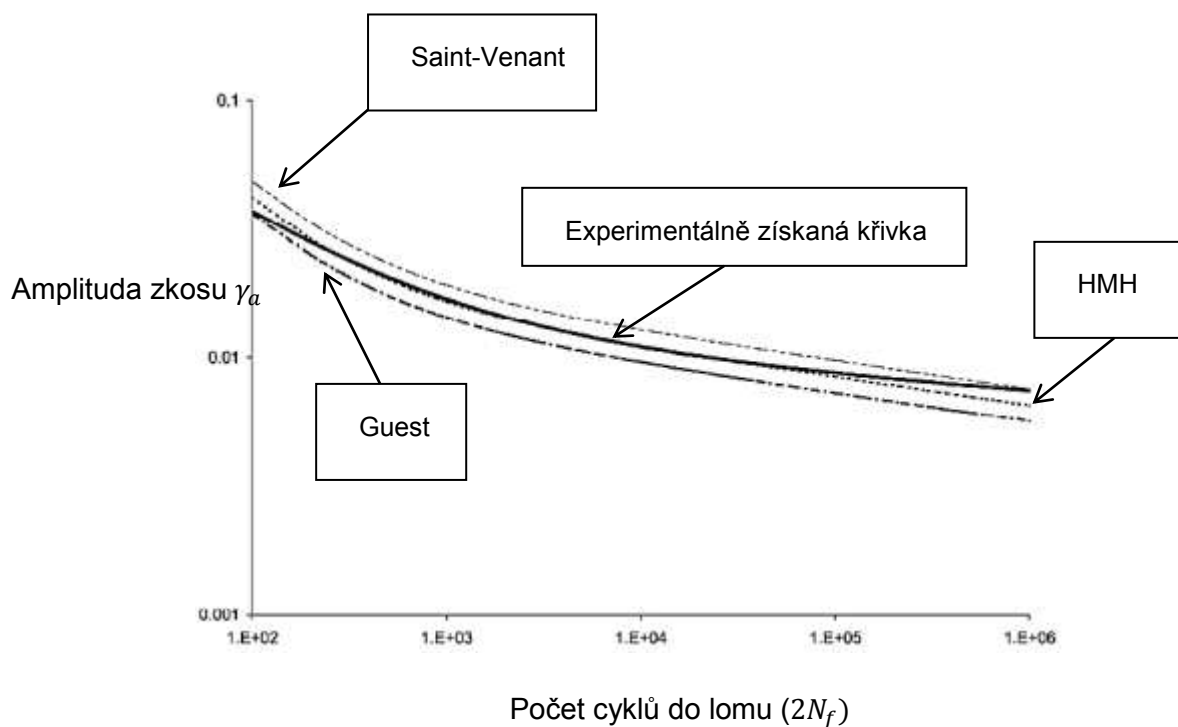
$$\tau'_f = \frac{\sigma'_f}{2}, \quad (118)$$

$$\gamma'_f = 1.5 \cdot \varepsilon'_f, \quad (119)$$

$$b_0 = b, \quad (120)$$

$$c_0 = c. \quad (121)$$

Vzájemné porovnání jednotlivých hypotéz z hlediska jejich vhodnosti při určování torzních únavových parametrů a následné predikci životnosti je patrné z obrázku č. 9. Ukazuje se zde, že nejvhodnější hypotézou je HMMH.



Obrázek 9: Vhodnost hypotéz při predikci životnosti v porovnání s experimentem^[16]

4 APLIKOVATELNOST UVEDENÝCH METOD NA RŮZNÉ SKUPINY MATERIÁLŮ.

V předchozí kapitole bylo pojednáno o různých metodách, které lze využít při určování únavových parametrů. Každá metoda využívá při určování parametrů jiných veličin, získaných buď z tahové zkoušky, či ze zkoušky tvrdosti. Rozdílná je i vhodnost uvedených metod pro určitou skupinu materiálů. Z dat dostupných v [7], [8], [13], [15], [39], [40] a [41] budou v následujících řádcích jednotlivé metody z hlediska vhodnosti použití vzájemně srovnány. V tabulce č. 2 je provedeno shrnutí uvedených metod, spolu s daty potřebnými k jejich aplikaci.

Název metody	σ'_f	b	ε'_f	c
Metoda universálního sklonu	R_m	-0.12	ε_f	-0.6
Čtyřbodová korelační metoda	b, E, R_m, ε_f	ε_f	c, ε_f	b, E, R_m, ε_f
Mitchellova metoda	R_m	R_m	ε_f	-0.6
Modifikovaná metoda universálního sklonu	E, R_m	-0.09	E, R_m, ε_f	-0.56
Jednotné materiálové pravidlo (Nelegované, nízkolegované oceli)	R_m	-0.087	E, R_m	-0.58
Jednotné materiálové pravidlo (Slitiny Al a Ti)	R_m	-0.095	0.35	-0.69
Modifikovaná čtyřbodová korelační metoda	R_m, ε_f	E, R_m	ε_f	$E, R_m, \varepsilon_f, \sigma_f$
Metoda tvrdosti	HB	-0.09	E, HB	-0.56
Mediánová metoda (Oceli)	R_m	-0.09	0.45	-0.59
Mediánová metoda (Slitiny Al)	R_m	-0.11	0.28	-0.66

Tabulka 2: Přehled metod s příslušnými daty potřebnými pro určení únavových parametrů

4.1 Testované materiály a jejich vlastnosti

Vhodnost použití metod pro určení únavových parametrů byla zkoumána na vzorcích ocelí nelegovaných a na vzorcích z ocelí legovaných. Metody byly poté také testovány na vybraných slitinách hliníku a titanu. Pro každý vzorek byly známy experimentálně zjištěné hodnoty zkoumaných parametrů, které byly porovnány s vypočtenými hodnotami, a byla hodnocena míra odchylky. Pokud bylo ve zdroji uvedeno, je u každého materiálu uveden zkušební vzorek spolu s jeho rozměry. V grafickém porovnání výsledků má každá metoda přiřazenu barvu, kterou je ve výsledcích během celé práce prezentována (viz. obr. 10).

	Experiment
	Mediánová metoda
	Metoda tvrdosti
	Modifikovaná čtyřbodová korelační metoda
	Jednotné materiálové pravidlo
	Modifikovaná metoda univerzálního sklonu
	Mitchellova metoda
	Čtyřbodová korelační metoda
	Metoda univerzálního sklonu

Obrázek 10: Vysvětlení použitého barevného značení jednotlivých metod

4.1.1 Nelegované oceli

Tato skupina obsahuje ocele, u kterých obsah legovacích prvků nepřekračuje stanovené mezní hodnoty (viz. Tab. 3).

Prvek / Mez. h. [%]	Prvek / Mez. h. [%]	Prvek / Mez. h. [%]	Prvek / Mez. h. [%]
Al / 0.3	Ni / 0.3	Co / 0.3	Si / 0.6
Bi / 0.1	Se / 0.1	Cu / 0.4	Ti / 0.05
Cr / 0.3	V / 0.1	Mn / 1.65	W / 0.3
La / 0.1	Zr / 0.05	Nb / 0.06	Te / 0.1
Mo / 0.08	B / 0.0008	Pb / 0.4	Ostatní / >0.01

Tabulka 3: Mezní hodnoty legovacích prvků^[38]

- **AISI 1045HR**

- **Mechanické vlastnosti:**

Mez pevnosti v tahu: $R_m = 621[MPa]$

Modul pružnosti v tahu: $E = 204000[MPa]$

Tvrdost dle Brinnella: $HB = 187$

Napětí při porušení: $\sigma_f = 985[MPa]$

Skutečná lomová tažnost: $\varepsilon_f = 0.71$

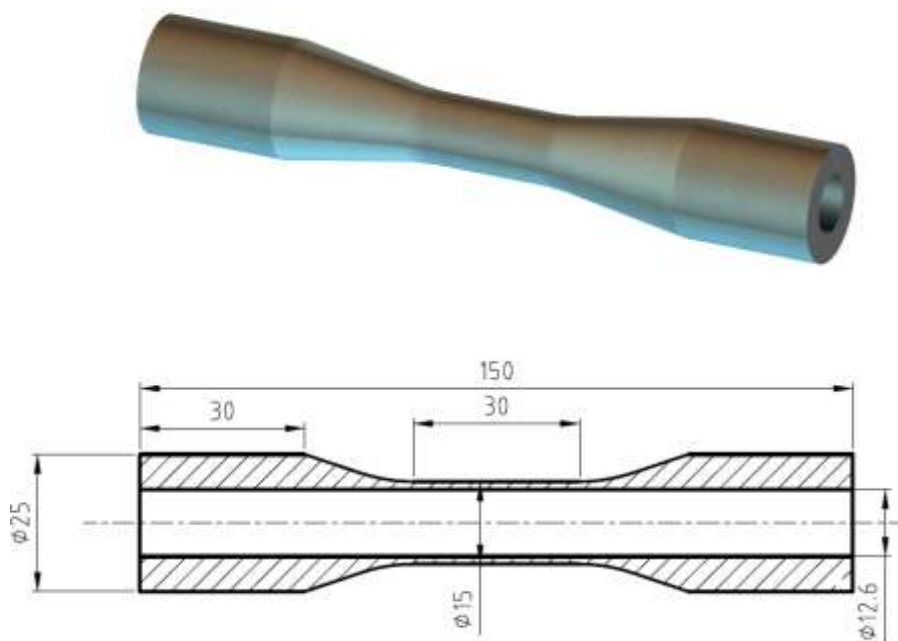
- **Experimentálně zjištěné únavové parametry:**

Únavová pevnost: $\sigma'_f = 948$

Únavová tažnost: $\varepsilon'_f = 0.260$

Exponent únavové pevnosti: $b = -0.092$

Exponent únavové tažnosti: $c = -0.445$

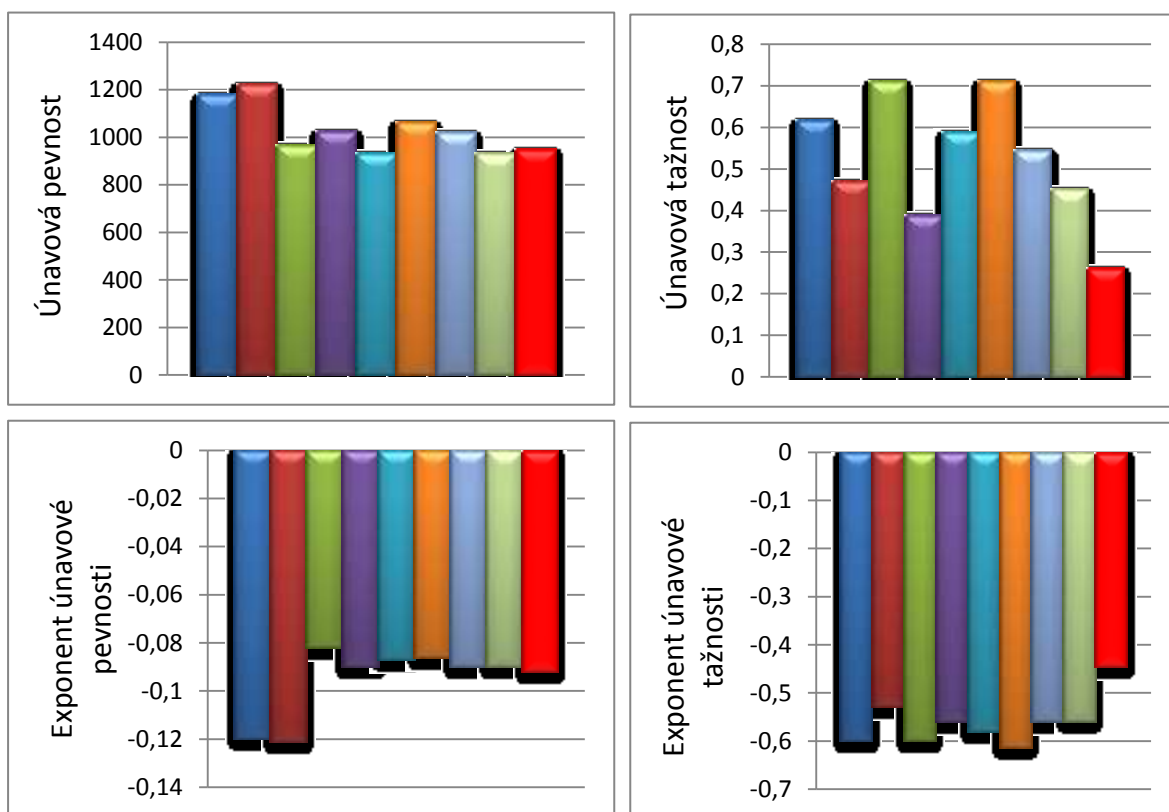
- **Zkušební vzorek:**

Obrázek 11: Zkušební vzorek oceli AISI 1045HR

- **Vypočtené parametry**

Metoda \ Parametry	$\sigma'_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$\varepsilon'_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$b \backslash \text{chyba}[\%]$	$c \backslash \text{chyba}[\%]$
MUS	1181\19.7	0.617\57	-0.12\23.3	-0.6\25.8
ČKM	1221\22.4	0.471\44.8	-0.121\23.9	-0.529\15.9
MM	966\1.86	0.71\63.4	-0.082\10.9	-0.6\25.8
MMUS	1024\7.42	0.389\33.2	-0.09\2.17	-0.56\20.5
JMP	931.5\1.74	0.587\55.7	-0.087\5.43	-0.58\23.2
MČKM	1062\10.7	0.71\63.4	-0.086\6.52	-0.613\27.4
MT	1020\7	0.545\52.3	-0.09\2.17	-0.56\20.5
MeM	931.5\1.7	0.45\42.2	-0.09\2.17	-0.56\20.5

Tabulka 4: Porovnání vypočtených parametrů oceli AISI 1045HR různými metodami

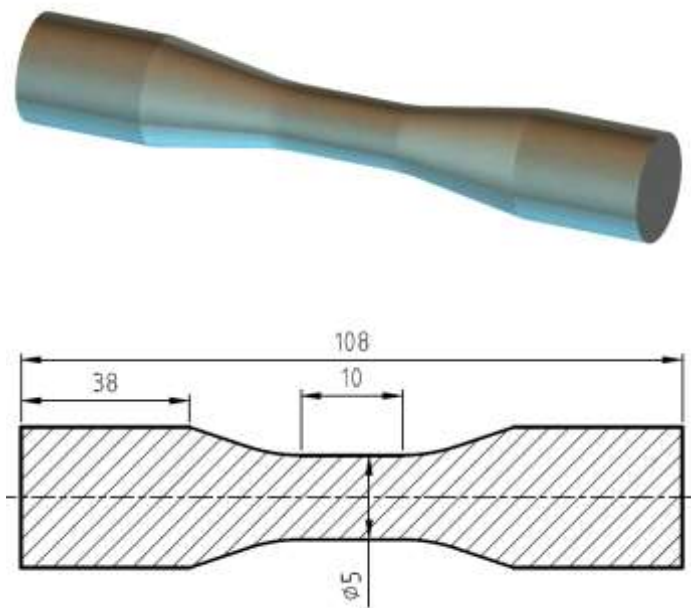
- **Grafické porovnání výsledků:****Obrázek 12:** Grafické porovnání vypočtených parametrů – AISI 1045HR• **AISI 1038**- **Mechanické vlastnosti:**

Mez pevnosti v tahu:	$R_m = 582 [MPa]$
Modul pružnosti v tahu:	$E = 201000 [MPa]$
Tvrdost dle Brinnella:	$HB = 163$
Napětí při porušení:	$\sigma_f = 898 [MPa]$
Skutečná lomová tažnost:	$\varepsilon_f = 0.77$

- **Experimentálně zjištěné únavové parametry:**

Únavová pevnost:	$\sigma'_f = 1043 [MPa]$
Únavová tažnost:	$\varepsilon'_f = 0.309$
Exponent únavové pevnosti:	$b = -0.107$
Exponent únavové tažnosti:	$c = -0.481$

- Zkušební vzorek:



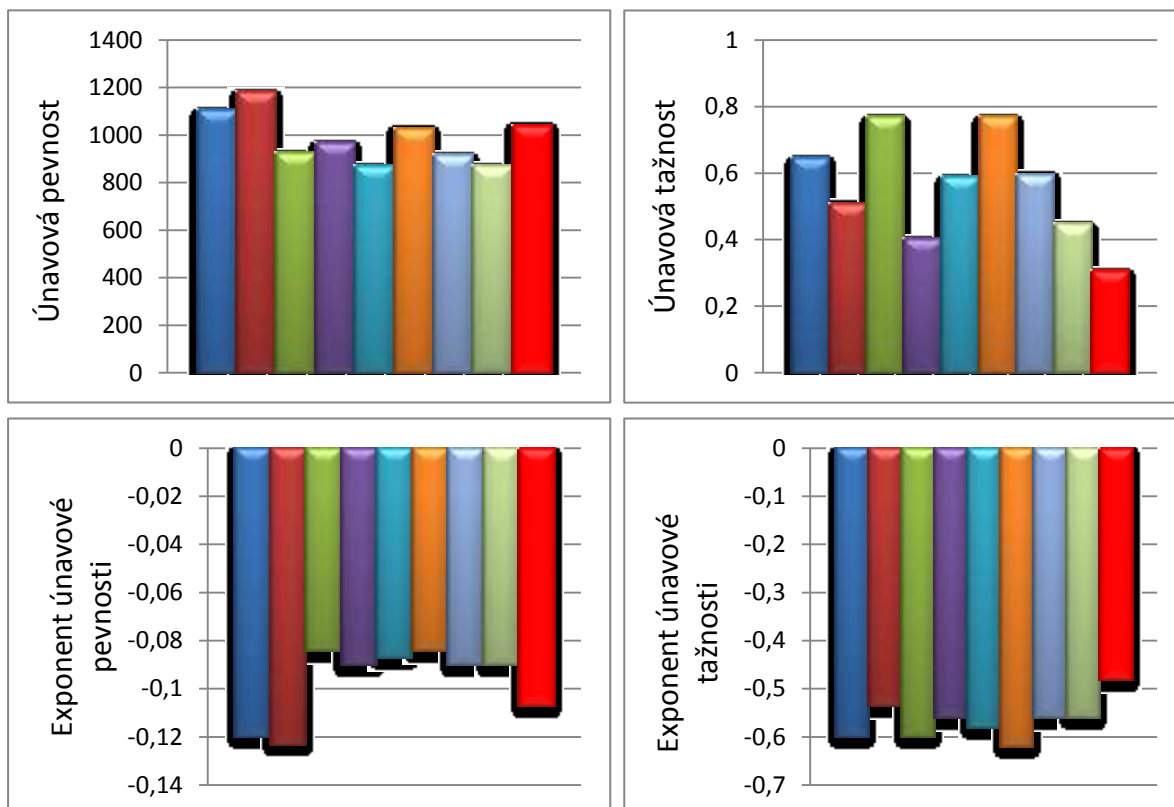
Obrázek 13: Zkušební vzorek oceli AISI 1038

- Vypočtené parametry:

Metoda \ Parametry	$\sigma_f' \backslash \text{chyba}[\%]$	$\varepsilon_f' \backslash \text{chyba}[\%]$	$b \backslash \text{chyba}[\%]$	$c \backslash \text{chyba}[\%]$
MUS	1107\5.8	0.648\52.3	-0.12\10.8	-0.6\19.8
ČKM	1182\11.8	0.511\39.5	-0.123\13	-0.535\10.1
MM	927\11.1	0.77\59.9	-0.084\21.5	-0.6\19.8
MMUS	968\7.2	0.404\23.5	-0.09\15.9	-0.56\14.1
JMP	873\16.3	0.59\47.6	-0.087\21.5	-0.58\17.1
MČKM	1030\1.25	0.77\59.9	-0.084\13	-0.62\22.4
MT	917.75\12	0.598\48.3	-0.09\15.9	-0.56\14.1
MeM	873\16.3	0.45\31.2	-0.09\15.9	-0.56\14.1

Tabulka 5: Porovnání vypočtených parametrů oceli AISI 1038 různými metodami

- Grafické porovnání výsledků



Obrázek 14: Grafické porovnání vypočtených parametrů – AISI 1038

• S25C

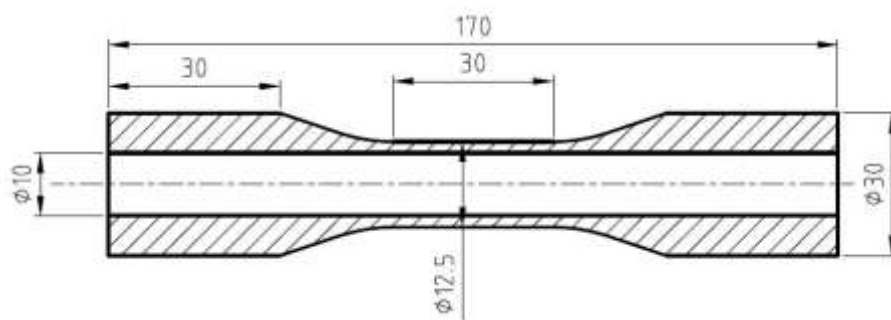
- Mechanické vlastnosti:

Mez pevnosti v tahu:	$R_m = 508[MPa]$
Modul pružnosti v tahu:	$E = 209000[MPa]$
Tvrdost dle Brinnella:	$HB = 153$
Napětí při porušení:	$\sigma_f = \sigma'_f$
Skutečná lomová tažnost:	$\varepsilon_f = 0.73$

- Experimentálně zjištěné únavové parametry:

Únavová pevnost:	$\sigma'_f = 821[MPa]$
Únavová tažnost:	$\varepsilon'_f = 0.216$
Exponent únavové pevnosti:	$b = -0.0961$
Exponent únavové tažnosti:	$c = -0.458$

- Zkušební vzorek

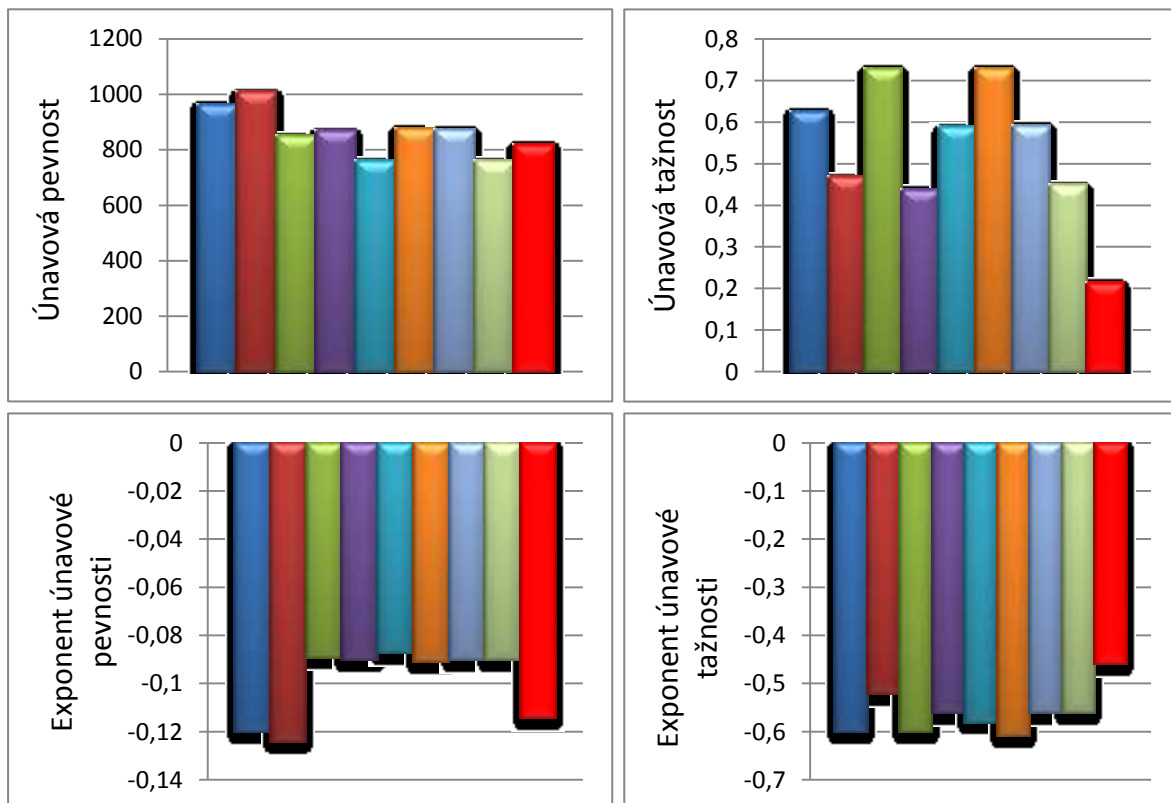


Obrázek 15: Zkušební vzorek oceli S25C

- Vypočtené parametry:

Metoda \ Parametry	σ_f' \ chyba[%]	ε_f' \ chyba[%]	b \ chyba[%]	c \ chyba[%]
MUS	966.1 \ 15	0.627 \ 65.5	-0.12 \ 19.9	-0.6 \ 23.6
ČKM	1010 \ 18.7	0.47 \ 54	-0.122 \ 21.2	-0.521 \ 12.1
MM	853 \ 3.8	0.73 \ 70.4	-0.088 \ 8.4	-0.6 \ 23.6
MMUS	870 \ 5.63	0.44 \ 50.9	-0.09 \ 6.3	-0.56 \ 18.2
JMP	762 \ 7.8	0.59 \ 63.3	-0.087 \ 9.5	-0.58 \ 21
MČKM	878.8 \ 6.6	0.73 \ 70.4	-0.09 \ 6.3	.0.609 \ 24.8
MT	875.3 \ 6.2	0.593 \ 63.5	-0.09 \ 6.3	-0.56 \ 18.2
MeM	762 \ 7.2	0.45 \ 52	-0.09 \ 6.3	-0.56 \ 18.2

Tabulka 6: Porovnání vypočtených parametrů oceli S25C různými metodami

- **Grafické porovnání výsledků:**

Obrázek 16: Grafické porovnání vypočtených parametrů – S25C

• **AISI 1005**- **Mechanické vlastnosti:**

Mez pevnost v tahu:

$$R_m = 360[MPa]$$

Modul pružnosti v tahu:

$$E = 205000[MPa]$$

Napětí při porušení:

$$\sigma_f = 717[MPa]$$

Tvrdost dle Brinnella:

$$HB = 90$$

Skutečná lomová tažnost:

$$\varepsilon_f = 1.3$$

- **Experimentálně zjištěné únavové parametry:**

Únavová pevnost:

$$\sigma'_f = 580[MPa]$$

Únavová tažnost:

$$\varepsilon'_f = 0.15$$

Exponent únavové pevnosti:

$$b = -0.09$$

Exponent únavové tažnosti

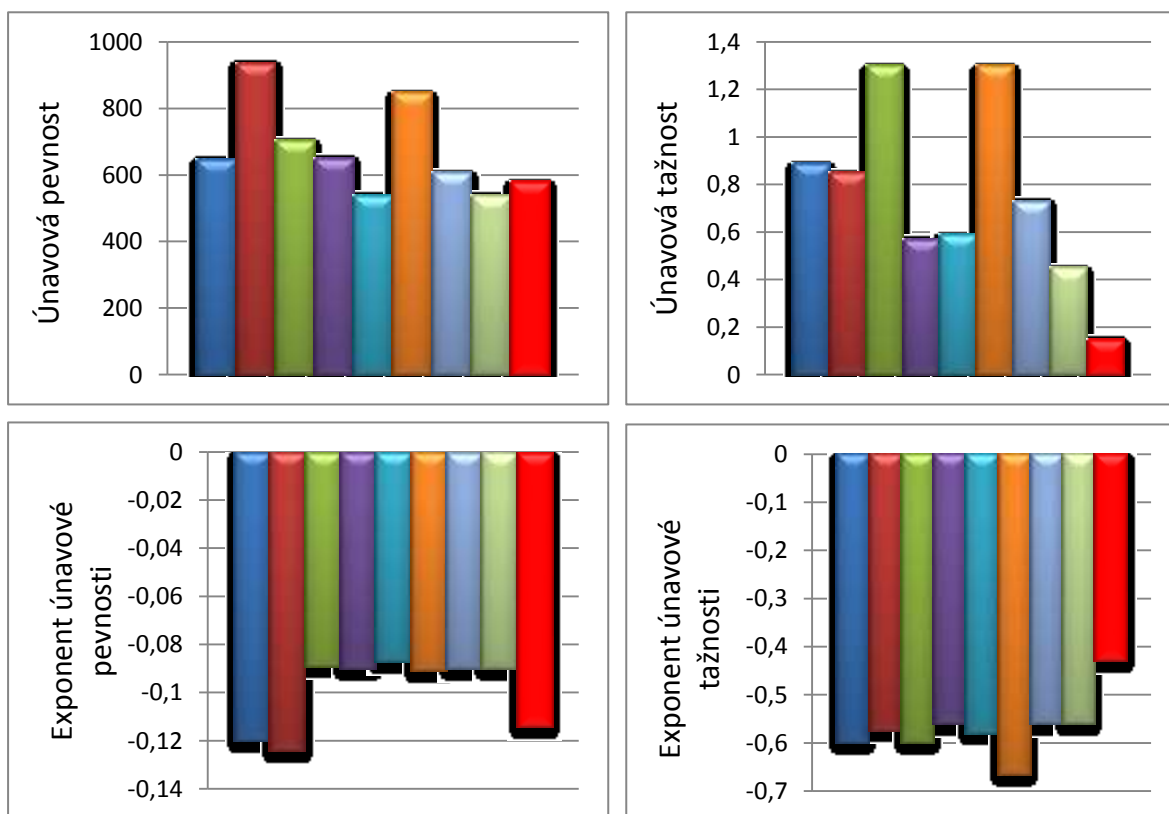
$$c = -0.43$$

- Vypočtené parametry:

Metoda \ Parametry	$\sigma_f' \backslash \text{chyba}[\%]$	$\varepsilon_f' \backslash \text{chyba}[\%]$	$b \backslash \text{chyba}[\%]$	$c \backslash \text{chyba}[\%]$
MUS	684.7\15.3	0.887\83	-0.12\25	-0.6\28.3
ČKM	936.8\38.1	0.85\82.3	-0.144\37.5	-0.574\25.1
MM	705\17.8	1.3\88.5	-0.099\9.1	-0.6\28.3
MMUS	651.2\10.9	0.571\73.7	-0.09\0	-0.56\23.2
JMP	540\6.9	0.59\74.5	-0.087\3.3	-0.58\25.9
MČKM	848\30	1.3\88.5	-0.106\5.3	-0.666\35.3
MT	607\4.5	0.731\79.5	-0.09\0	-0.56\23.2
MeM	540\6.9	0.45\66.7	-0.09\0	-0.56\23.2

Tabulka 7: Porovnání vypočtených parametrů oceli AISI 1005 různými metodami

- Grafické porovnání výsledků:



Obrázek 17: Grafické porovnání vypočtených parametrů – AISI 1005

- **SAE 1020**

- **Mechanické vlastnosti:**

Mez pevnosti v tahu	$R_m = 491[MPa]$
Modul pružnosti v tahu:	$E = 205000[MPa]$
Napětí při porušení:	$\sigma_f = \sigma'_f$
Tvrdoost dle Brinnella:	$HB = 135$
Skutečná lomová tažnost:	$\varepsilon_f = 0.78$

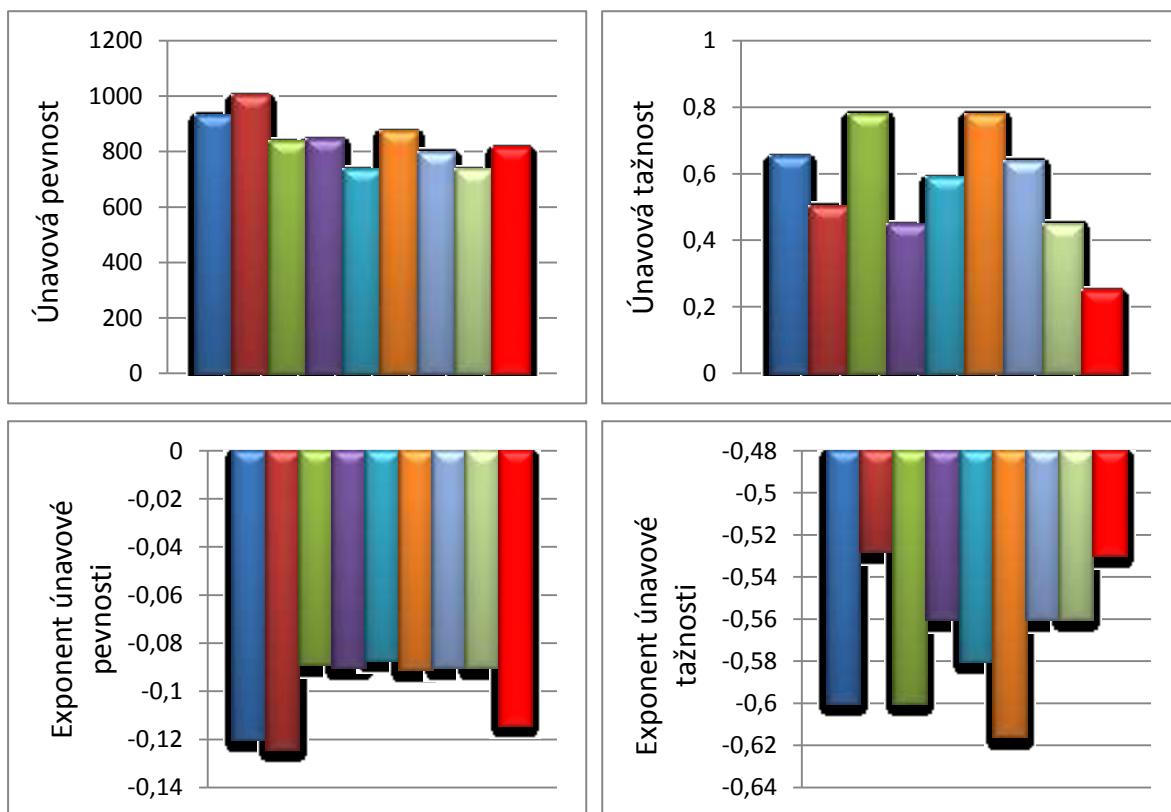
- **Experimentálně zjištěné únavové parametry:**

Únavová pevnost:	$\sigma'_f = 815[MPa]$
Únavová tažnost:	$\varepsilon'_f = 0.25$
Exponent únavové pevnosti:	$b = -0.114$
Exponent únavové tažnosti	$c = -0.53$

- **Vypočtené parametry:**

Metoda \ Parametry	$\sigma'_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$\varepsilon'_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$b \backslash \text{chyba}[\%]$	$c \backslash \text{chyba}[\%]$
MUS	933.8\12.7	0.653\61.7	-0.12\5	-0.6\11.7
ČKM	1003\18.7	0.504\50.4	-0.124\8	-0.528\0.37
MM	836\2.5	0.78\68	-0.089\21.9	-0.6\11.7
MMUS	843\3.3	0.448\44.2	-0.09\21.1	-0.56\5.4
JMP	736.5\9.6	0.59\57.6	-0.087\23.7	-0.58\8.6
MČKM	874\6.7	0.78\68	-0.091\20.2	-0.616\14
MT	798.8\9.2	0.639\60.8	-0.09\21.1	-0.56\5.4
MeM	736.5\9.6	0.45\44.4	-0.09\21.1	-0.56\5.4

Tabulka 8: Porovnání vypočtených parametrů oceli SAE 1020 různými metodami

- **Grafické porovnání výsledků:****Obrázek 18:** Grafické porovnání vypočtených parametrů – SAE 1020**4.1.2 Legované oceli**

Tato skupina obsahuje oceli, u kterých obsah jednoho, či více legovacích prvků překročil mezní hodnotu. U oceli SFNCM85S byl použit stejný zkušební vzorek jako u oceli S25C.

• **AISI 52100**- **Mechanické vlastnosti:**

Mez pevnosti v tahu:	$R_m = 2015[MPa]$
Modul pružnosti v tahu:	$E = 205000[MPa]$
Napětí při porušení:	$\sigma_f = 2193[MPa]$
Skutečná lomová tažnost:	$\varepsilon_f = 0.12$
Tvrdość dle Brinnella	$HB = 518$

- **Experimentálně zjištěné únavové parametry:**

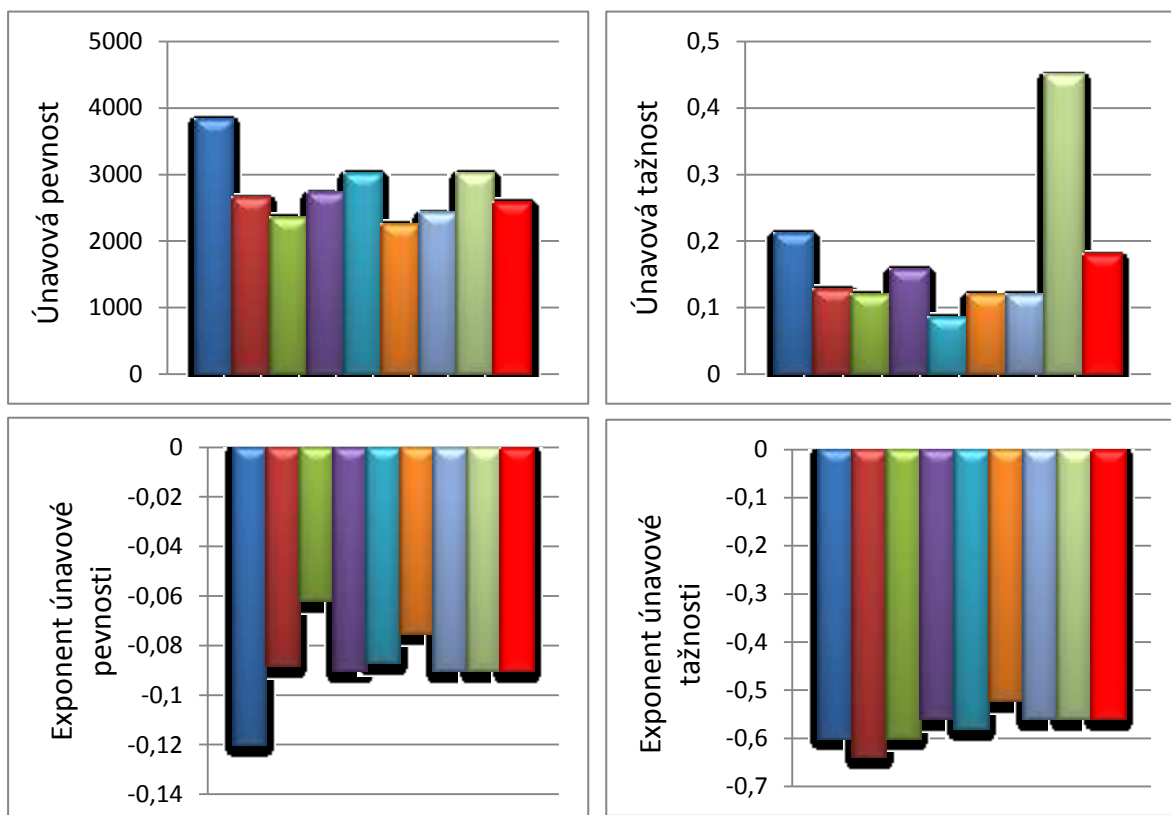
Únavová pevnost:	$\sigma'_f = 2585[MPa]$
Únavová tažnost:	$\varepsilon'_f = 0.18$
Exponent únavové pevnosti:	$b = -0.09$
Exponent únavové tažnosti:	$c = -0.56$

- Vypočtené parametry:

Metoda \ Parametry	$\sigma_f' \backslash \text{chyba} [\%]$	$\varepsilon_f' \backslash \text{chyba} [\%]$	$b \backslash \text{chyba} [\%]$	$c \backslash \text{chyba} [\%]$
MUS	3832\32.5	0.212\15.1	-0.12\25	-0.6\6.7
ČKM	2654\2.6	0.128\29	-0.088\2.2	-0.538\3.9
MM	2360\8.7	0.12\33.3	-0.062\31.1	-0.6\6.7
MMUS	2729\5.2	0.158\12.2	-0.09\0	-0.56\0
JMP	3022\14.4	0.086\52.2	-0.087\3.3	-0.58\3.4
MČKM	2257\12.7	0.12\33.3	-0.075\16.7	-0.523\6.6
MT	2426\6.1	0.12\33.3	-0.09\0	-0.56\0
MeM	3022\14.5	0.45\60	-0.09\0	-0.56\0

Tabulka 9: Porovnání vypočtených parametrů oceli AISI 52100 různými metodami

- Grafické porovnání výsledků:



Obrázek 19: Grafické porovnání vypočtených parametrů – AISI 52100

- **1Cr-18Ni-9Ti**

- **Mechanické vlastnosti:**

Mez pevnosti v tahu: $R_m = 605[MPa]$

Modul pružnosti v tahu: $E = 193000[MPa]$

Napětí při porušení: $\sigma_f = \sigma'_f$

Tvrdoost dle Brinnella: $HB = 160$

Skutečná lomová tažnost: $\varepsilon_f = 1.38$

- **Experimentálně zjištěné únavové parametry:**

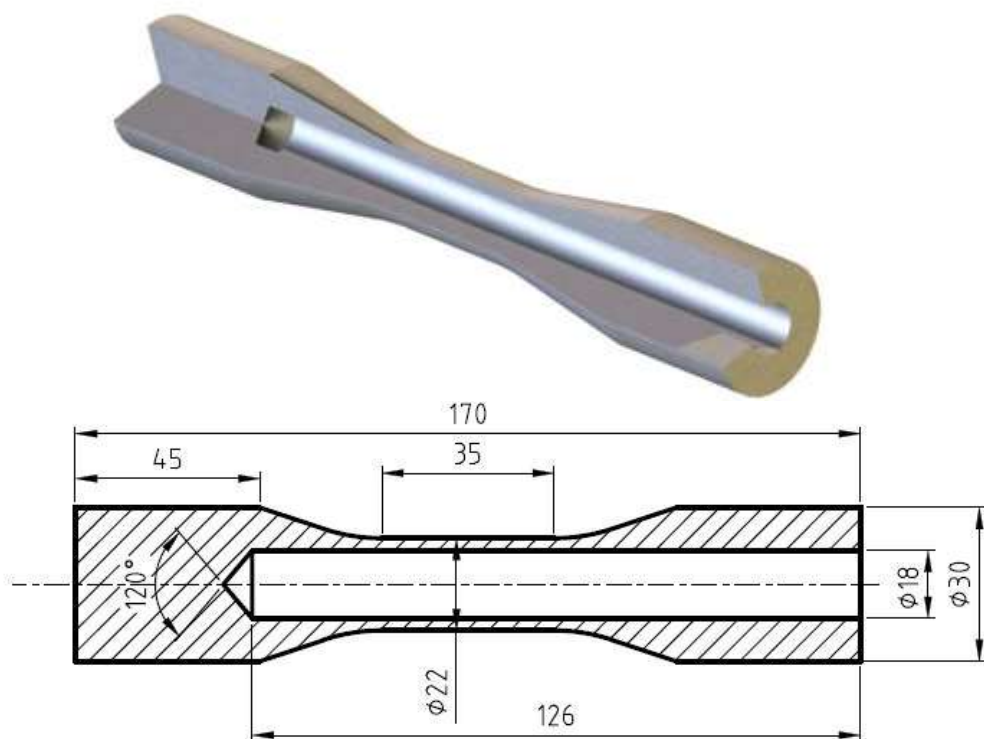
Únavová pevnost: $\sigma'_f = 1124[MPa]$

Únavová tažnost: $\varepsilon'_f = 0.8072$

Exponent únavové pevnosti: $b = -0.0905$

Exponent únavové tažnosti: $c = -0.6652$

- **Zkušební vzorek:**



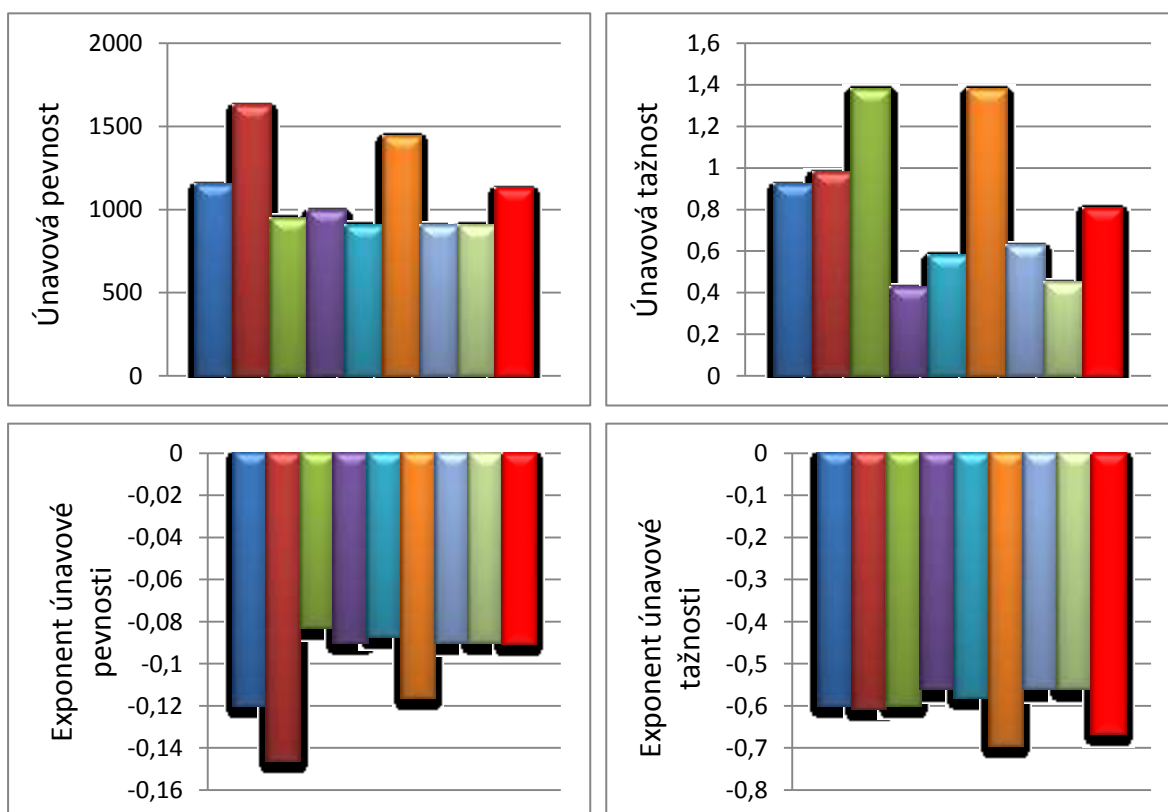
Obrázek 20: Zkušební vzorek oceli 1Cr-18Ni-9Ti

- Vypočtené parametry:

Metoda \Parametry	σ_f' chyba[%]	ε_f' chyba[%]	b chyba[%]	c chyba[%]
MUS	1151\2.34	0.919\12.2	-0.12\24.6	-0.6\9.8
ČKM	1626\30.9	0.978\17.5	-0.146\8	-0.606\8.9
MM	950\15.5	1.38\41.5	-0.083\8.28	-0.6\9.8
MMUS	992.8\11.7	0.424\47.5	-0.09\0.6	-0.56\15.8
JMP	907.5\19.3	0.58\28.1	-0.087\3.87	-0.58\12.8
MČKM	1440\21.9	1.38\41.5	-0.116\22	-0.694\4.5
MT	905\19.5	0.628\22.2	-0.09\0.6	-0.56\15.8
MeM	907.5\19.3	0.45\44.3	-0.09\0.6	-0.56\15.8

Tabulka 10: Porovnání vypočtených parametrů oceli 1Cr-18Ni-9Ti různými metodami

- Grafické porovnání výsledků:



Obrázek 21: Grafické porovnání vypočtených parametrů – 1Cr-18Ni-9Ti

- **AISI 1144**

- **Mechanické vlastnosti:**

Mez pevnosti v tahu: $R_m = 1035 [MPa]$

Modul pružnosti v tahu: $E = 200000 [MPa]$

Napětí při porušení: $\sigma_f = 1517 [MPa]$

Tvrdoost dle Brinnella: $HB = 305$

Skutečná lomová tažnost: $\varepsilon_f = 0.29$

- **Experimentálně zjištěné únavové parametry:**

Únavová pevnost: $\sigma'_f = 1585 [MPa]$

Únavová tažnost: $\varepsilon'_f = 0.27$

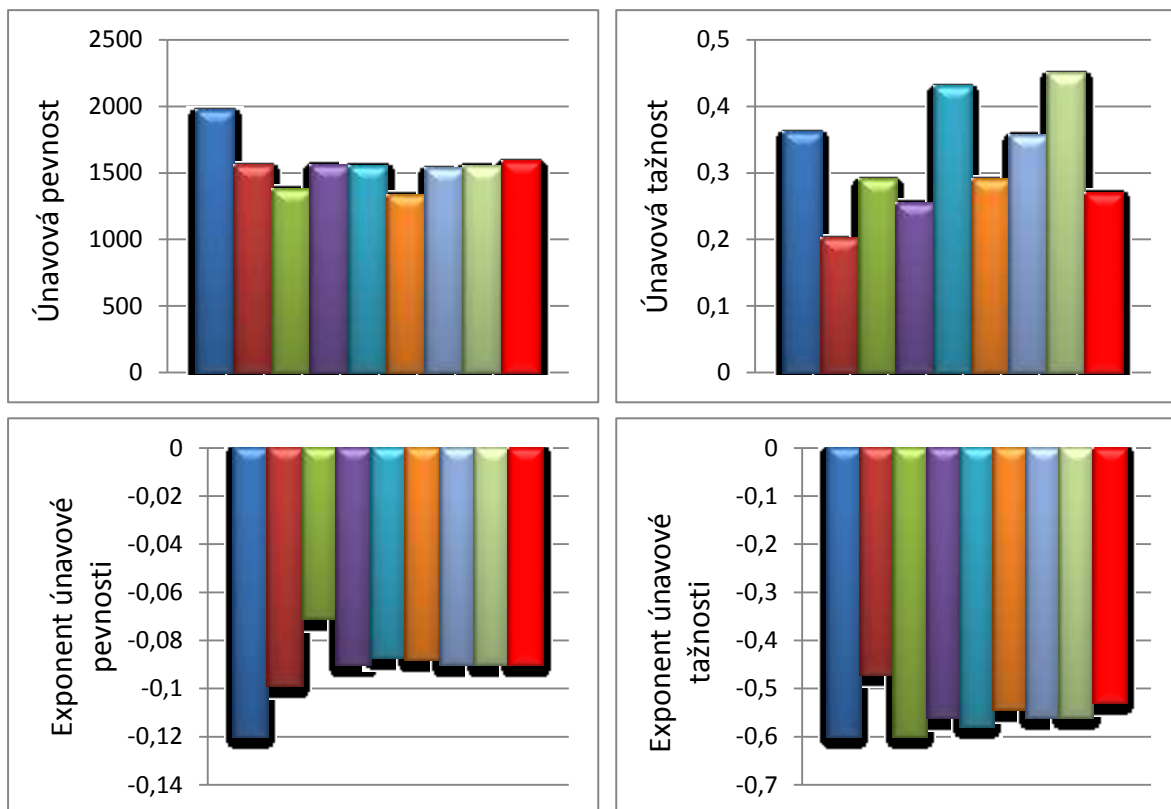
Exponent únavové pevnosti: $b = -0.09$

Exponent únavové tažnosti: $c = -0.53$

- **Vypočtené parametry:**

Metoda \ Parametry	$\sigma'_f \backslash \text{chyba} [\%]$	$\varepsilon'_f \backslash \text{chyba} [\%]$	$b \backslash \text{chyba} [\%]$	$c \backslash \text{chyba} [\%]$
MUS	1968\19.5	0.361\25.2	-0.12\25	-0.6\11.7
ČKM	1558\1.7	0.202\25.1	-0.099\9.1	-0.47\11.3
MM	1380\12.9	0.29\6.9	-0.071\21.1	-0.6\11.7
MMUS	1561\1.5	0.255\5.6	-0.09\0	-0.56\5.3
JMP	1553\2	0.43\37	-0.087\3.3	-0.58\8.6
MČKM	1335\15.8	0.29\6.9	-0.088\2.2	-0.544\2.5
MT	1534\4	0.357\25.2	-0.09\0	-0.56\5.3
MeM	1553\2	0.45\40	-0.09\0	-0.56\5.3

Tabulka 11: Porovnání vypočtených parametrů oceli AISI 1144 různými metodami

- **Grafické porovnání výsledků:**

Obrázek 22: Grafické porovnání vypočtených parametrů – AISI 1144

• **SFNCM85S**- **Mechanické vlastnosti:**

Mez pevnosti v tahu:	$R_m = 825[MPa]$
Modul pružnosti v tahu:	$E = 201000[MPa]$
Napětí při porušení:	$\sigma_f = \sigma'_f$
Tvrdost dle Brinnella:	$HB = 241$
Skutečná lomová tažnost:	$\varepsilon_f = 1.08$

- **Experimentálně zjištěné únavové parametry:**

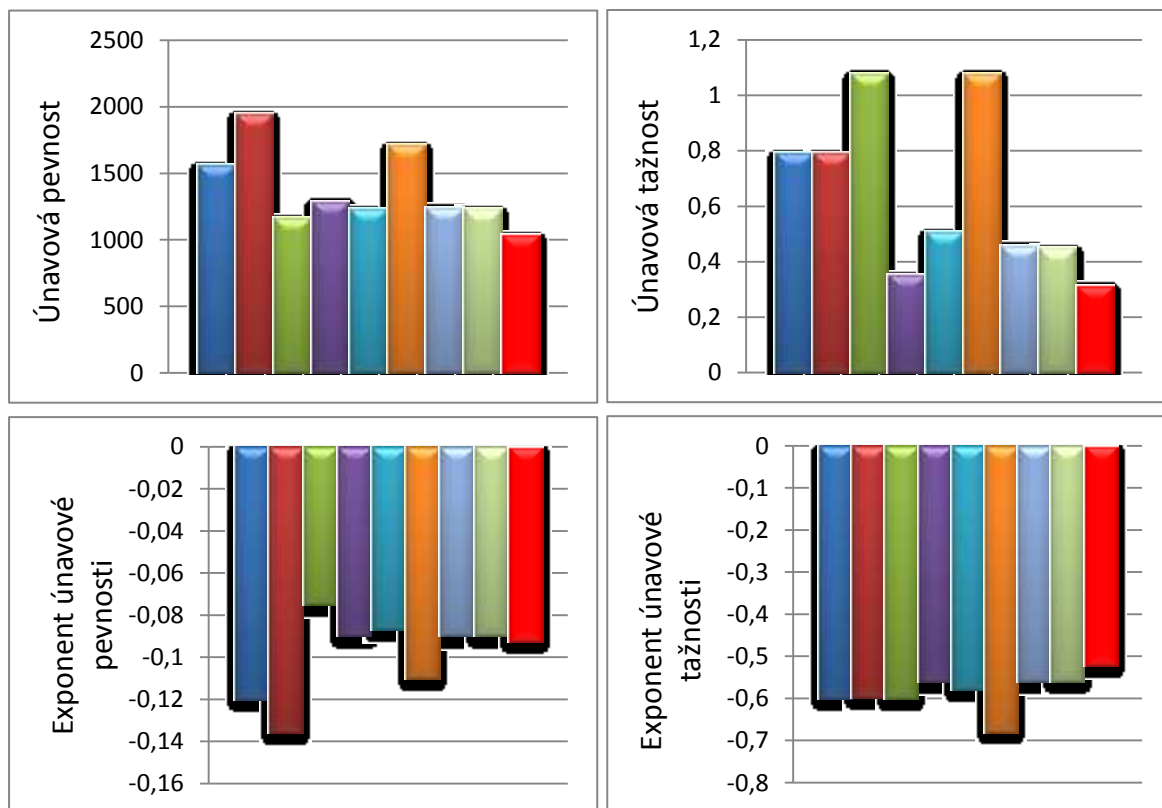
Únavová pevnost:	$\sigma'_f = 1040[MPa]$
Únavová tažnost:	$\varepsilon'_f = 0.316$
Exponent únavové pevnosti:	$b = -0.0924$
Exponent únavové tažnosti:	$c = -0.522$

- Vypočtené parametry:

Metoda \ Parametry	σ_f' chyba[%]	ε_f' chyba[%]	b chyba[%]	c chyba[%]
MUS	1569\33.7	0.794\60.2	-0.12\23	-0.6\13
ČKM	1952\46.7	0.794\60.2	-0.136\32	-0.598\12.7
MM	1170\11.1	1.08\70.7	-0.075\18.8	-0.6\13
MMUS	1294\19.6	0.354\10.7	-0.09\2.6	-0.56\6.7
JMP	1238\16	0.509\38	-0.087\5.8	-0.58\10
MČKM	1716\39.4	1.08\70.7	-0.11\16	-0.68\23.2
MT	1249\16.7	0.459\28	-0.09\2.6	-0.56\6.7
MeM	1238\16	0.45\29.8	-0.09\2.6	-0.56\6.7

Tabulka 12: Porovnání vypočtených parametrů oceli SFNCM85S různými metodami

- Grafické porovnání výsledků:



Obrázek 23: Grafické porovnání vypočtených parametrů – SFNCM85S

- **AISI 4142**

- **Mechanické vlastnosti:**

Mez pevnosti v tahu:	$R_m = 1060[MPa]$
Modul pružnosti v tahu:	$E = 200000[MPa]$
Napětí při porušení:	$\sigma_f = 1117[MPa]$
Tvrdoost dle Brinnella:	$HB = 310$
Skutečná lomová tažnost:	$\varepsilon_f = 0.35$

- **Experimentálně zjištěné únavové parametry:**

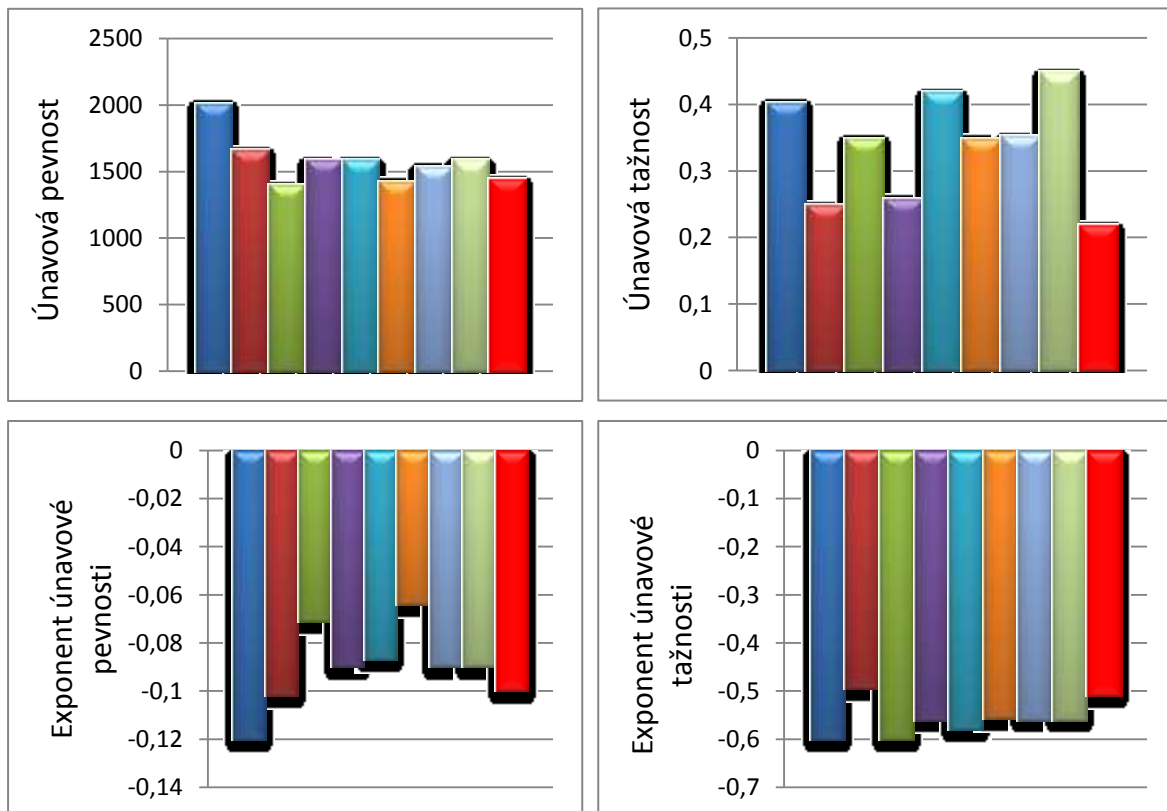
Únavová pevnost:	$\sigma'_f = 1450[MPa]$
Únavová tažnost:	$\varepsilon'_f = 0.22$
Exponent únavové pevnosti:	$b = -0.1$
Exponent únavové tažnosti:	$c = -0.51$

- **Vypočtené parametry:**

Metoda \ Parametry	$\sigma'_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$\varepsilon'_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$b \backslash \text{chyba}[\%]$	$c \backslash \text{chyba}[\%]$
MUS	2016\28	0.404\45.5	-0.12\16.7	-0.6\15
ČKM	1666\13	0.25\12	-0.102\2	-0.494\3.1
MM	1405\3.1	0.35\37.1	-0.071\29	-0.6\15
MMUS	1593\8.9	0.26\15.5	-0.09\10	-0.56\8.9
JMP	1590\8.8	0.42\47.6	-0.087\13	-0.58\12
MČKM	1431\1.3	0.35\37.1	-0.064\34	-0.557\8.6
MT	1542\6	0.354\37.9	-0.09\10	-0.56\8.9
MeM	1590\8.8	0.45\51.1	-0.09\10	-0.56\8.9

Tabulka 13: Porovnání vypočtených parametrů oceli AISI 4142 různými metodami

- Grafické porovnání výsledků:



Obrázek 24: Grafické porovnání vypočtených parametrů – AISI 4142

4.1.3 Hliníkové slitiny

U této skupiny materiálů bylo použito jednotné materiálové pravidlo upravené pro slitiny hliníku a titanu. V upravené formě pro hliníkové slitiny byla použita i mediánová metoda. Pro nedostupnost dat z testu tvrdosti dle Brinnella nebyla metoda tvrdosti do srovnání zařazena.

• 2024-T3

- Mechanické vlastnosti:

Mez pevnosti v tahu: $R_m = 488[MPa]$

Modul pružnosti v tahu: $E = 67560[MPa]$

Napětí při porušení: $\sigma_f = \sigma'_f$

Skutečná lomová tažnost: $\varepsilon_f = 0.265$

- Experimentálně zjištěné únavové parametry:

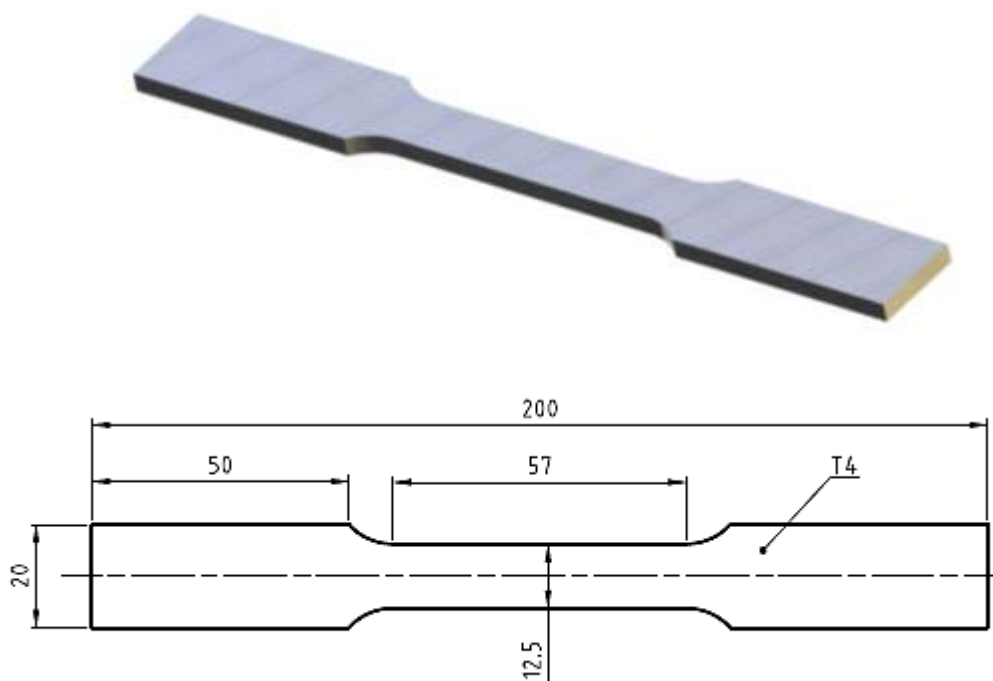
Únavová pevnost: $\sigma'_f = 777[MPa]$

Únavová tažnost: $\varepsilon'_f = 2.002$

Exponent únavové pevnosti: $b = -0.1234$

Exponent únavové tažnosti: $c = -1.1203$

- Zkušební vzorek:

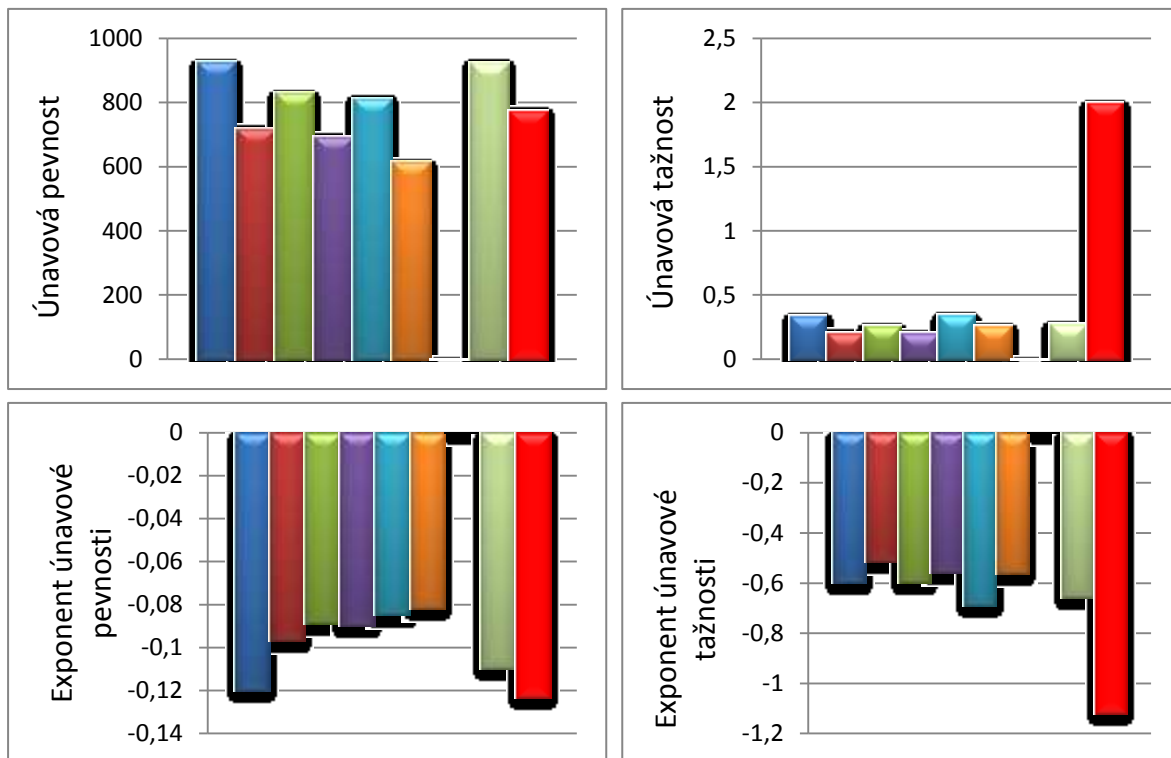


Obrázek 25: Zkušební vzorek hliníkové slitiny 2024-T3

- Vypočtené parametry:

Metoda \ Parametry	$\sigma'_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$\varepsilon'_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$b \backslash \text{chyba}[\%]$	$c \backslash \text{chyba}[\%]$
MUS	928\16.3	0.342\82.9	-0.12\2.7	-0.6\46.4
ČKM	721.3\7.2	0.215\89.3	-0.097\21.4	-0.514\54.1
MM	833\6.7	0.265\86.8	-0.089\27.9	-0.6\46.4
MMUS	696\10.4	0.211\89.5	-0.09\27	-0.56\50
JMP	815\4.7	0.35\82.5	-0.085\31.1	-0.69\38.4
MČKM	617.3\20.6	0.265\86.8	-0.082\33.5	-0,563\49.7
MT	-	-	-	-
MeM	927\16.2	0.28\86	-0.11\10.1	-0.66\41.1

Tabulka 14: Porovnání vypočtených parametrů slitiny 2024-T3 různými metodami

- **Grafické porovnání výsledků:**

Obrázek 26: Grafické porovnání vypočtených parametrů – 2024-T3

• **7075-T6**- **Mechanické vlastnosti:**

Mez pevnosti v tahu: $R_m = 576[MPa]$

Modul pružnosti v tahu: $E = 71900[MPa]$

Napětí při porušení: $\sigma_f = \sigma'_f$

Skutečná lomová tažnost: $\varepsilon_f = 0.116$

- **Experimentálně zjištěné únavové parametry:**

Únavová pevnost: $\sigma'_f = 709[MPa]$

Únavová tažnost: $\varepsilon'_f = 0.12$

Exponent únavové pevnosti: $b = -0.056$

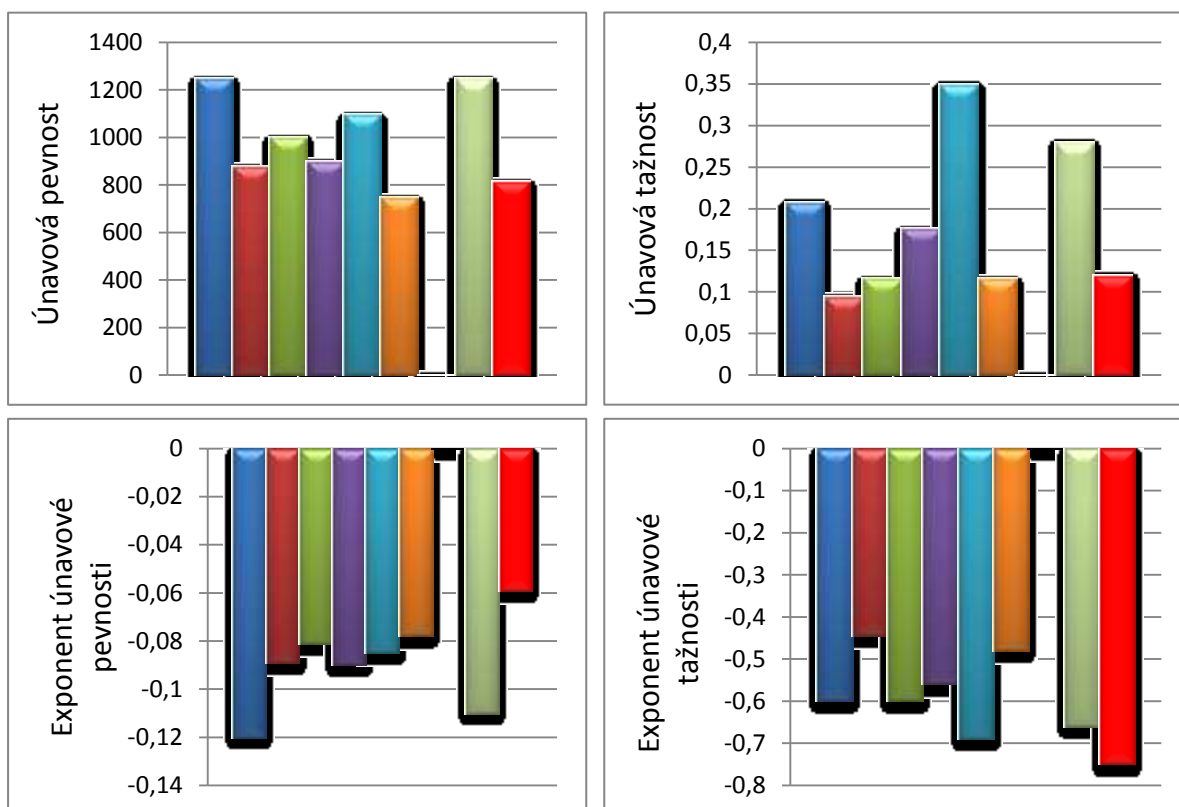
Exponent únavové tažnosti: $c = -0.75$

- Vypočtené parametry:

Metoda \ Parametry	$\sigma'_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$\varepsilon'_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$b \backslash \text{chyba}[\%]$	$c \backslash \text{chyba}[\%]$
MUS	1095\35.2	0.208\42.3	-0.12\53.3	-0.6\20
ČKM	756.1\6.2	0.094\21.7	-0.088\36.3	-0.445\40.7
MM	921\23.3	0.116\3.3	-0.084\33.3	-0.6\20
MMUS	807.4\12.2	0.176\31.8	-0.09\37.8	-0.56\25.3
JMP	961.9\26.3	0.35\65.7	-0.085\34.1	-0.69\8
MČKM	642.82\9.3	0.116\3.3	-0.074\24.3	-0.481\35.9
MT	-	-	-	-
MeM	1094\35.2	0.28\57.1	-0.11\49.1	-0.66\12

Tabulka 15: Porovnání vypočtených parametrů slitiny 7075-T6 různými metodami

- Grafické porovnání výsledků:



Obrázek 27: Grafické porovnání vypočtených parametrů – 7075-T6

- **7175-T1**

- **Mechanické vlastnosti:**

Mez pevnosti v tahu: $R_m = 656[MPa]$

Modul pružnosti v tahu: $E = 71000[MPa]$

Napětí při porušení: $\sigma_f = \sigma'_f$

Skutečná lomová tažnost: $\varepsilon_f = 0.14$

- **Experimentálně zjištěné únavové parametry:**

Únavová pevnost: $\sigma'_f = 814[MPa]$

Únavová tažnost: $\varepsilon'_f = 0.670$

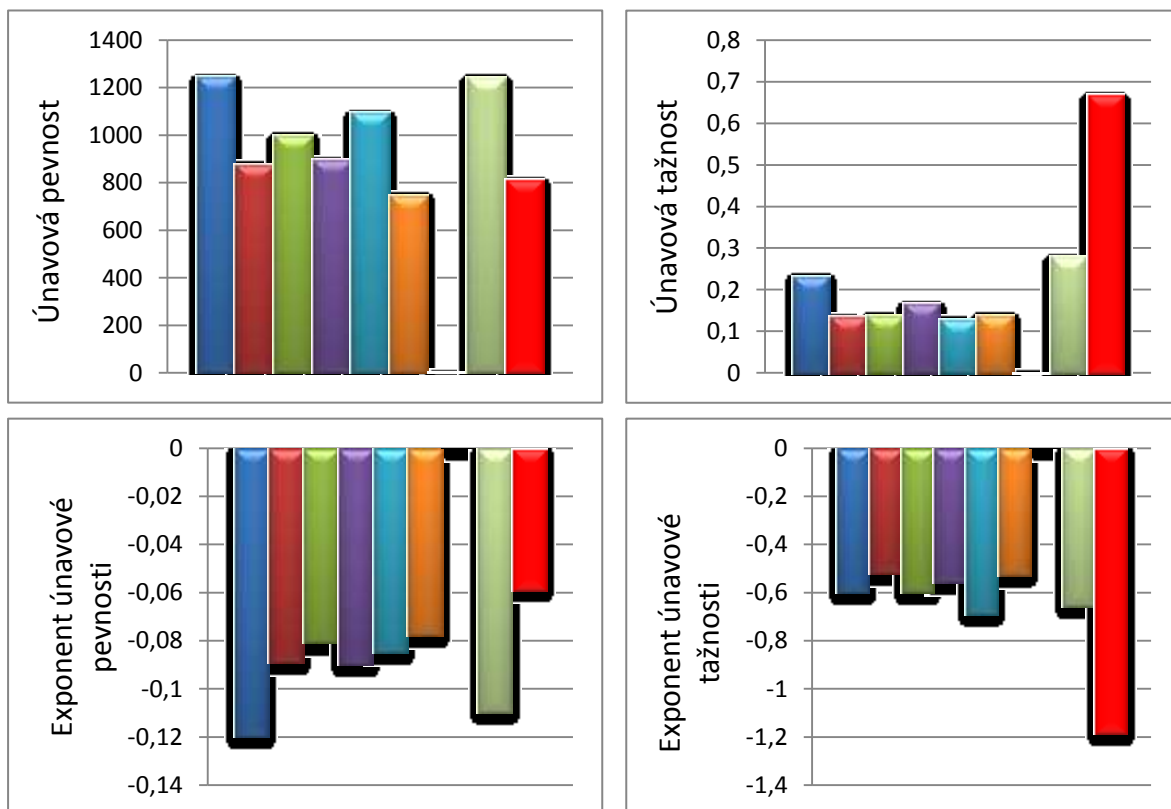
Exponent únavové pevnosti: $b = -0.059$

Exponent únavové tažnosti: $c = -1.184$

- **Vypočtené parametry:**

Metoda \ Parametry	$\sigma'_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$\varepsilon'_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$b \backslash \text{chyba}[\%]$	$c \backslash \text{chyba}[\%]$
MUS	1248\34.8	0.233\65.2	-0.12\50.8	-0.6\49.3
ČKM	878.7\7.4	0.136\79.7	-0.089\33.7	-0.521\56
MM	1001\18.7	0.14\79.1	-0.081\27.1	-0.6\49.3
MMUS	897.8\9.3	0.168\74.9	-0.09\37.8	-0.56\52.7
JMP	1096\25.7	0.13\80.6	-0.085\34.1	-0.69\41.7
MČKM	747.8\8.1	0.14\79.1	-0.078\24.3	-0,529\55.3
MT	-	-	-	-
MeM	1246\34.7	0.28\58.2	-0.11\46.4	-0.66\44.3

Tabulka 16: Porovnání vypočtených parametrů slitiny 7175-T1 různými metodami

- **Grafické porovnání výsledků:**

Obrázek 28: Grafické porovnání vypočtených parametrů – 7175-T1

4.1.4 Titanové slitiny

Pro tuto skupinu materiálů byl nalezen jediný vzorek s potřebnými daty z tahové a únavové zkoušky. Metoda tvrdosti nebyla ani zde pro chybějící údaje zařazena do srovnání. V případě mediánové metody byla použita modifikace pro slitiny titanu.

• **Ti-13Nb-13Zr**- **Mechanické vlastnosti:**

Mez pevnosti v tahu: $R_m = 732[MPa]$

Modul pružnosti v tahu: $E = 65000[MPa]$

Napětí při porušení: $\sigma_f = \sigma'_f$

Skutečná lomová tažnost: $\varepsilon_f = 0.89$

- **Experimentálně zjištěné únavové parametry:**

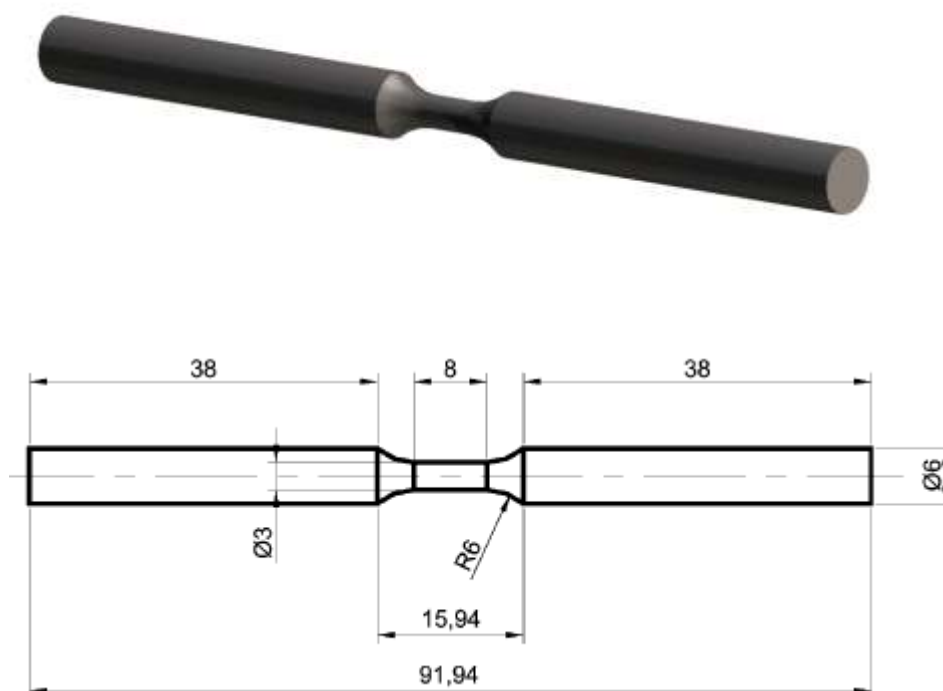
Únavová pevnost: $\sigma'_f = 1154[MPa]$

Únavová tažnost: $\varepsilon'_f = 0.913$

Exponent únavové pevnosti: $b = -0.082$

Exponent únavové tažnosti: $c = -0.723$

- Zkušební vzorek



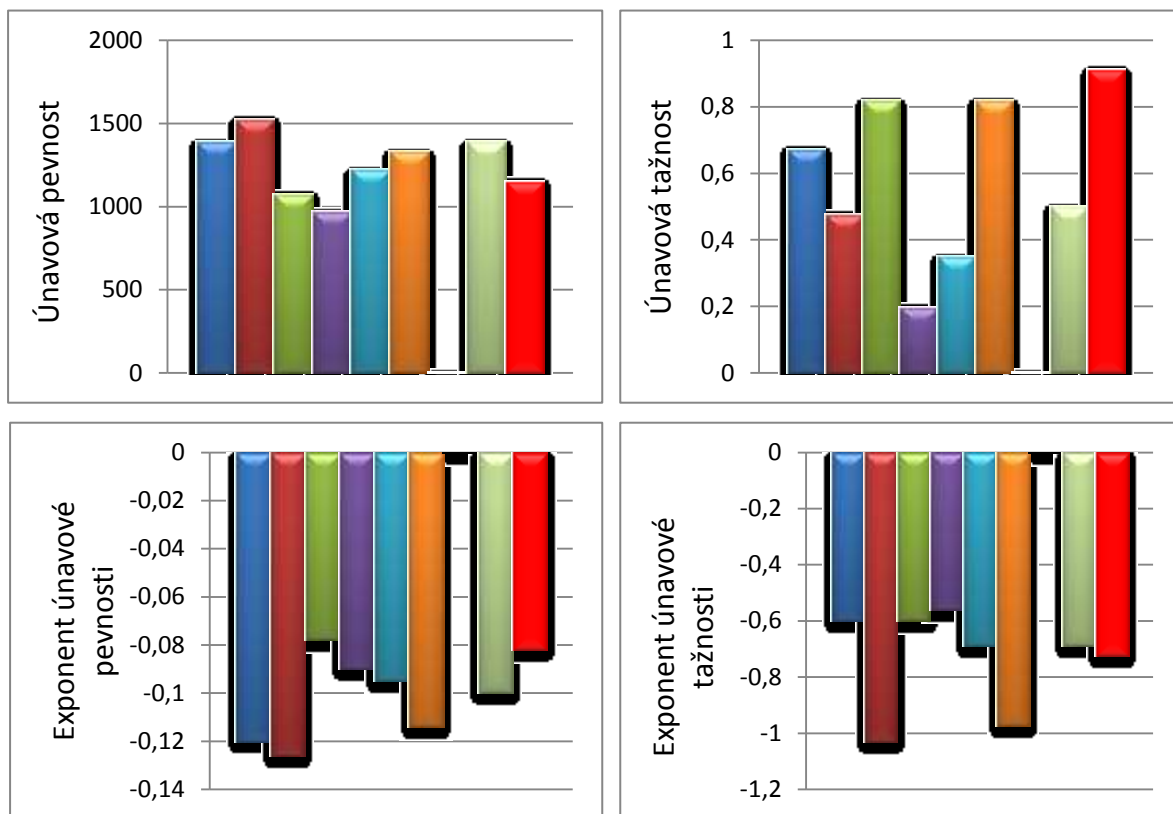
Obrázek 29: Zkušební vzorek hliníkové slitiny Ti-13Nb-13Zr

- Vypočtené parametry:

Metoda \ Parametry	$\sigma_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$\varepsilon_f \backslash \text{chyba}[\%]$	$b \backslash \text{chyba}[\%]$	$c \backslash \text{chyba}[\%]$
MUS	1392\17.1	0.673\26.3	-0.12\31.7	-0.6\17
ČKM	1526\24.4	0.478\47.6	-0.126\34.9	-1.03\29.8
MM	1077\6.7	0.82\10.2	-0.078\4.9	-0.6\17
MMUS	969\16	0.199\78.2	-0.09\8.9	-0.56\22.5
JMP	1222\5.6	0.35\61.7	-0.095\13.7	-0.69\4.6
MČKM	1332\13.4	0.82\10.2	-0.114\28.1	-0.974\25.8
MT	-	-	-	-
MeM	1391\17	0.5\45.2	-0.10\18	-0.69\4.6

Tabulka 17: Porovnání vypočtených parametrů slitiny Ti-13Nb-13Zr různými metodami

- Grafické porovnání výsledků:



Obrázek 30: Grafické porovnání vypočtených parametrů – TI-13Nb-13Zr

4.1.5 Použití metody tvrdosti na experimentálně získaných datech

Pro zkoušku tvrdosti dle Brinnella byl použit tvrdoměr v laboratoři katedry pružnosti a pevnosti. Pro měření byly k dispozici vzorky tří různých druhů ocelí. Ani pro jeden z těchto vzorků nebyly v okamžiku měření k dispozici žádné mechanické parametry a nebylo tedy známo, o jakou ocel se jedná. Při měření byla použita kulička o průměru 2.5 [mm] a na tvrdoměru byla nastavena síla vtlačování na 62.5 [kp], tedy 612.9 [N]. Pro každý vzorek bylo provedeno 5 měření průměru vtisku kuličky. Zprůměrováním těchto pěti hodnot byla získána hodnota, pro kterou byla z dostupných tabulek určena hodnota tvrdosti, viz tabulka 18.

	Průměr vtisku kuličky D [mm]					Průměr	HB
Vzorek 1	0.67	0.672	0.7	0.7	0.673	0.683	167.5
Vzorek 2	0.72	0.72	0.705	0.71	0.72	0.715	152.5
Vzorek 3	0.57	0.573	0.565	0.565	0.56	0.567	244.72

Tabulka 18: Výsledky zkoušky tvrdosti dle Brinnella pro zkoušené vzorky

Pro určení únavových parametrů metodou tvrdosti je kromě hodnoty HB nutné znát ještě hodnotu modulu pružnosti v tahu E . Tato hodnota sice nebyla ani pro jeden vzorek známa, jelikož je ale materiálem vzorků ocel, bylo uvažováno $E = 205000$ [MPa]. Vypočtené únavové parametry pro všechny tři vzorky pomocí vztahů (92) - (95) jsou uvedeny v tabulce 19.

	Vypočtené únavové parametry			
	σ'_f	ε'_f	b	c
Vzorek 1	936.9	0.578	-0.09	-0.56
Vzorek 2	873.1	0.606	-0.09	-0.56
Vzorek 3	1265.1	0.444	-0.09	-0.56

Tabulka 19: Vypočtené únavové parametry metodou tvrdosti

Dle [25] existuje velmi silná závislost mezi tvrdostí dle Brinnella a mezí pevnosti v tahu. Tato závislost je pro ocele s tvrdostí do 175 HB popsána vztahem:

$$R_m = 3.55 \cdot HB, \quad (121)$$

a pro ocele s tvrdostí nad 175 HB:

$$R_m = 3.38 \cdot HB. \quad (122)$$

Na základě těchto vztahů lze pro první vzorek přibližně určit hodnotu meze pevnosti v tahu na 594.6 [MPa], pro druhý vzorek na 541.4 [MPa] a pro třetí vzorek na 827.1 [MPa].

Z dat dostupných z únavové zkoušky byly pro zkoumané vzorky regresní analýzou získány hodnoty únavový parametrů a byla stanovena odchylka od hodnot získaných metodou tvrdosti. (viz tab. 20).

	Experimentálně stanovené únavové parametry			
	$\sigma'_f \setminus \text{odchylka}$	$\varepsilon'_f \setminus \text{odchylka}$	$b \setminus \text{odchylka}$	$c \setminus \text{odchylka}$
Vzorek 1	932 \ 0.5 %	0.635 \ 9 %	-0.097 \ 7.2 %	-0.597 \ 6.2 %
Vzorek 2	932 \ 6.3 %	0.635 \ 4.6 %	-0.097 \ 7.2 %	-0.597 \ 6.2 %
Vzorek 3	937.2 \ 25.9 %	0.207 \ 53.3 %	-0.0665 \ 26.1 %	-0.441 \ 21.2 %

Tabulka 20: Experimentálně určené únavové parametry

Ukázalo se, že u vzorků 1 a 2 se jednalo o stejný materiál, a to ocel 11 523. Tudíž pro oba vzorky platí stejné hodnoty únavových parametrů, i když data z tahové zkoušky pro oba vzorky se mírně lišila a proto i míra odchylky u jednotlivých parametrů se zde lišila. U vzorku č. 3 se jednalo o ocel z věnce železničního kola.

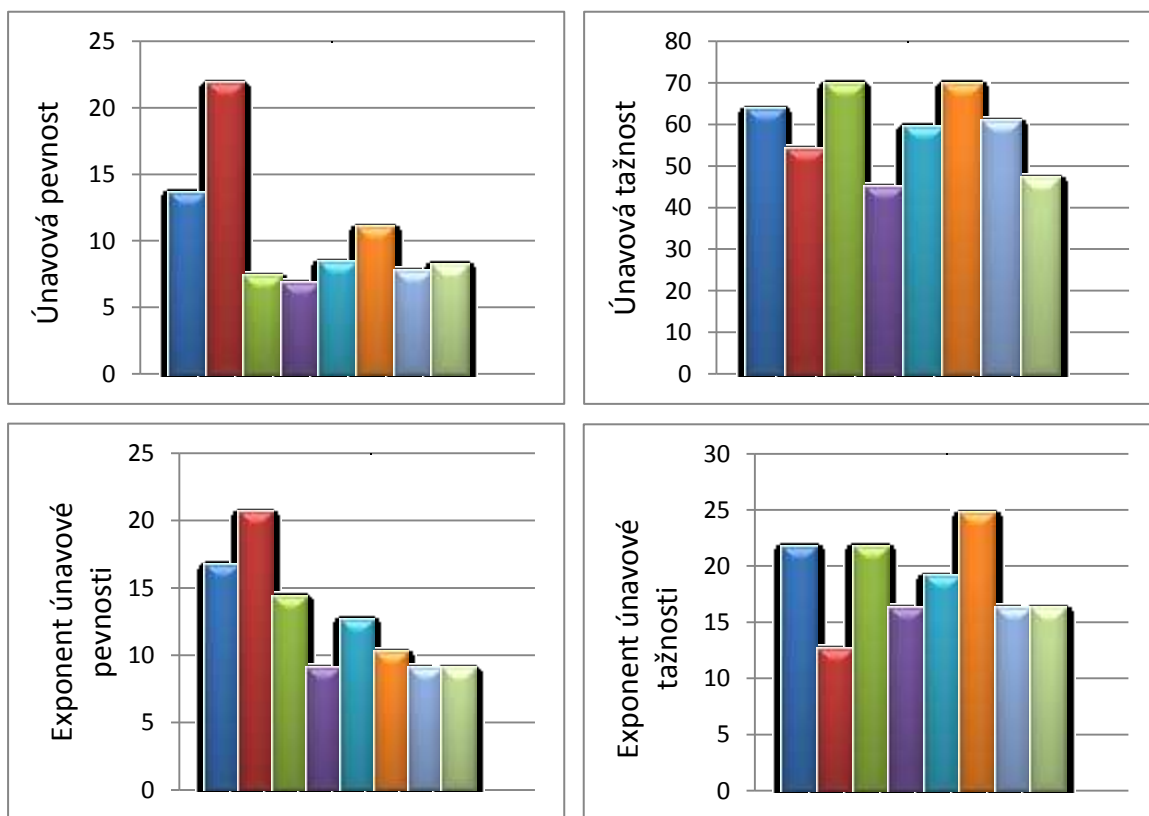
Z tabulek 17 a 18 vyplývá, že u testované oceli 11 523 bylo dosaženo mezi daty získanými metodou tvrdosti a daty z únavové zkoušky velmi dobré shody. Je také patrné, že u oceli z věnce kola vykazovala uvedená metoda podstatně horší výsledky.

4.1.6 Vyhodnocení dosažených výsledků

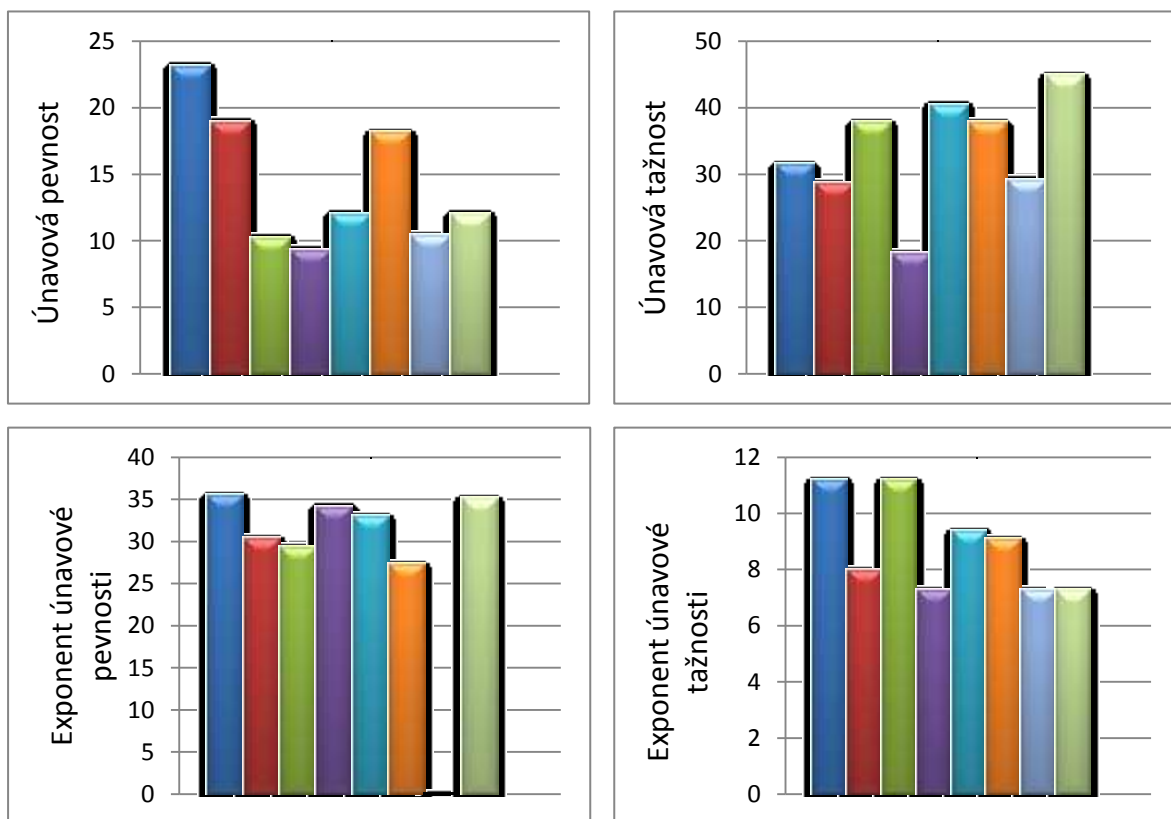
Na základě výše uvedených výsledků je patrné, že nejvhodnější a zároveň nejuniverzálnější metodou pro určování únavových parametrů pro ocele je modifikovaná metoda univerzálního sklonu. Z obrázku č. 31 a 32 je patrné, že tato metoda dosahuje v průměru nejmenší odchylky vůči experimentálně určeným parametrům. To platí jak pro skupinu testovaných nelegovaných, tak pro skupinu legovaných ocelí. Zmíněné obrázky, stejně jako obr. 34, ukazují aritmetický průměr procentuálních odchylek jednotlivých metod pro zkoumané vzorky dané skupiny materiálů dle následujícího vzorce:

$$\overline{CH} = \frac{\sum_{i=1}^n CH_i}{n}, \quad (123)$$

Kde \overline{CH} je aritmetický průměr odchylek jedné metody, CH_i je odchylka vybrané metody pro jeden vzorek a n je počet vzorků dané skupiny materiálů.

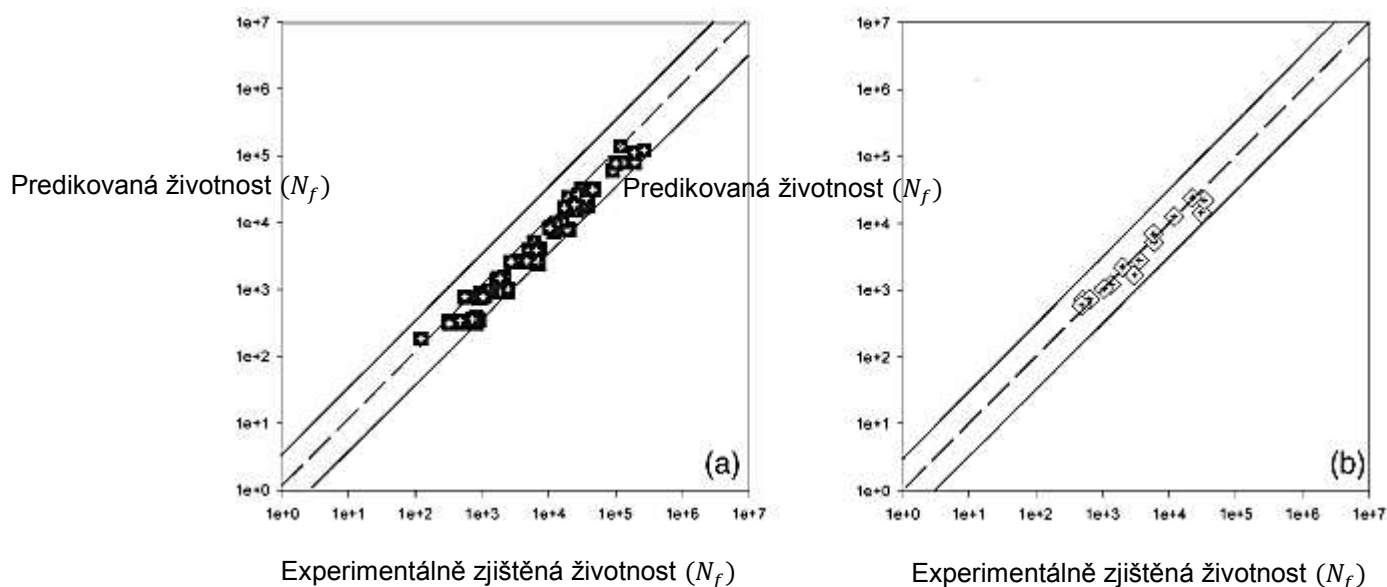


Obrázek 31: Průměrná procentuální chyba jednotlivých metod pro testované nelegované ocele



Obrázek 32: Procentuální chyba jednotlivých metod pro testované legované oceli

Tento výsledek koresponduje s výsledky rozsáhlejších výzkumů uvedených v [13] nebo také v [33], kdy bylo testováno velké množství ocelí nelegovaných i legovaných a bylo dosaženo stejných závěrů. Tyto výzkumy potvrzují, že při predikci životnosti na základě parametrů získaných touto metodou je dosaženo lepší shody s experimentem než při použití ostatních uvedených metod. Míra korelace mezi predikcí a experimentem pro nelegované i legované oceli je za použití modifikované metody univerzálního sklonu uveden na obr. 33.

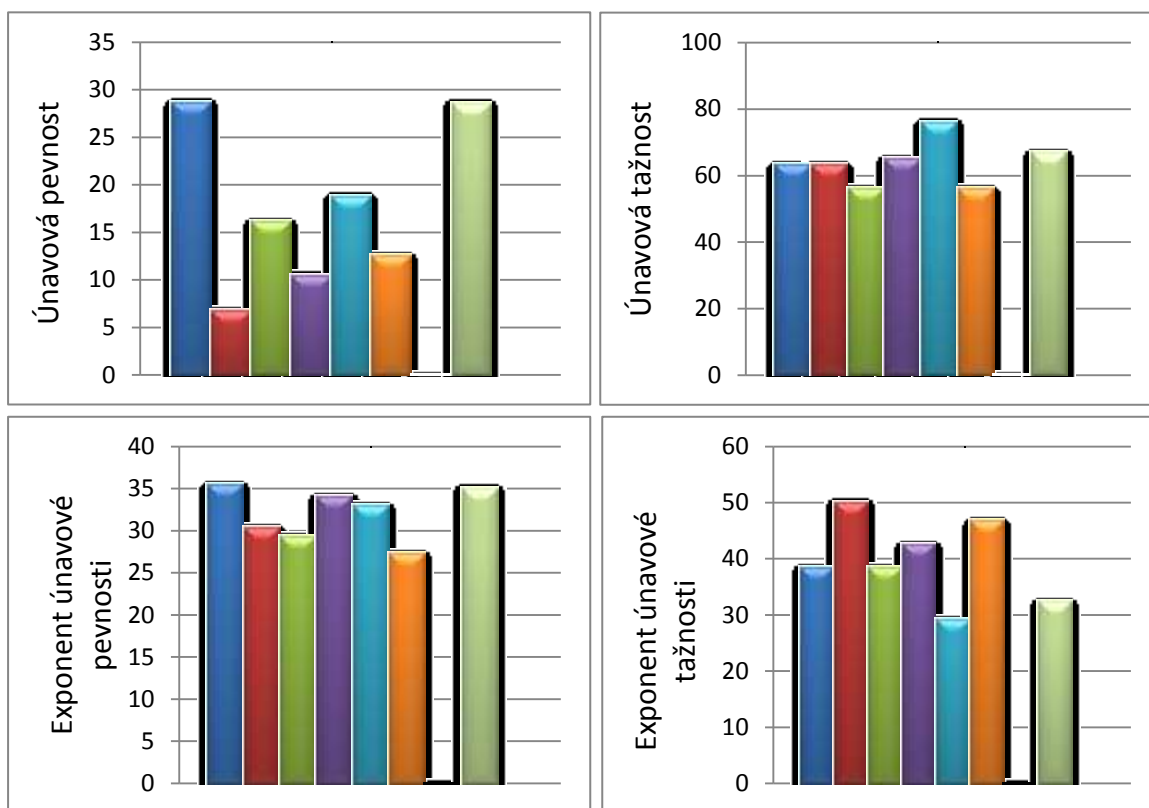


Obrázek 33: Korelace mezi predikcí a experimentem pro modifikovanou metodu univerzálního sklonu (a) nelegované oceli (b) legované oceli^[33]

Z uvedených výzkumů také vyplývá, že další vhodná metoda pro uvedené skupiny ocelí je metoda tvrdosti či jednotné materiálové pravidlo, což se ovšem pro uvedené oceli úplně přesvědčivě nepotvrdilo. Jednotné materiálové pravidlo má ovšem velkou výhodu, jelikož při určování únavových parametrů není třeba znát hodnotu skutečné lomové tažnosti, která často není k dispozici. Ve výzkumu uvedeném v [13] je spolu s modifikovanou metodou univerzálního sklonu doporučována pro ocele také novější mediánová metoda, která na testovaných ocelích v uvedené práci dosahovala dokonce větší úspěšnosti než metoda univerzálního sklonu ve své modifikované podobě. Ovšem sám autor práce uvádí, že tento závěr je zkreslený, jelikož mediánová metoda byla na základě dat z tohoto výzkumu navržena a tudíž byla testovým materiálům „sestavena na míru“.

Pro slitiny hliníku je jako nejvhodnější metoda uvedena Mitchellova, a to i přes její značně nekonzervativní přístup, který nerespektuje fakt, že velká část ocelí i hliníkových slitin má hodnotu únavové tažnosti podstatně nižší než hodnotu skutečné lomové tažnosti. Data získaná u tří zkoumaných hliníkových slitin však vhodnost této metody nepotvrzují

(viz. obr. 34). Navíc u slitiny 2024-T3 byl použit vzorek obdélníkového průřezu, u kterého je měření kontrakce obtížnější než u válcových vzorků a tím dochází k větším nepřesnostem a následnému zkreslení výsledků. Stejný problém jako u Mitchellovy metody nastává i u modifikované čtyřbodové korelační metody, která ovšem dosahovala dle výzkumů nejlepších výsledků u slitin titanu, ani to se ovšem úplně přesvědčivě nepotvrdilo. Hlavním důvodem ovšem je, že byla nalezena data pouze pro jednu slitinu.



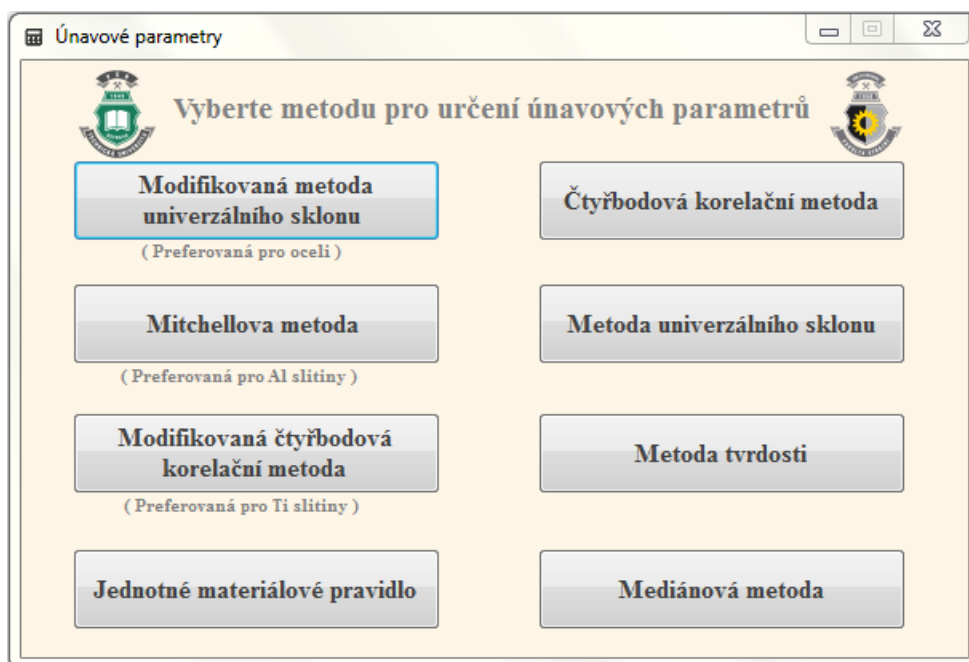
Obrázek 34: Procentuální chyba jednotlivých metod pro testované hliníkové slitiny

V [33] je také zkoumána korelace mezi napětím při porušení a únavovou pevností. Z tohoto výzkumu plyne, že neexistuje žádná významná korelace mezi těmito dvěma veličinami. Předpoklad, ve kterém místo σ_f použijeme u modifikované čtyřbodové korelační metody při výpočtu σ'_f , viz vztah (68), je mylný, ovšem často používaný. Při neznalosti napětí při porušení je proto lepší využít metodu, která tuto veličinu nevyžaduje. Ve stejné práci byla zkoumána také korelace mezi skutečnou lomovou tažností a únavovou tažností. Ani zde však nebyla prokázána žádná významná korelace a z toho plyne, že pro určení ε'_f by nemělo být využíváno hodnoty ε_f a opět by raději měla být použita jiná metoda. Nutno ještě podotknout, že i když dle provedených výzkumů dosahují nejlepší metody při predikci životnosti velmi dobrých výsledků, existuje celá řada ocelí či jiných materiálů, které svými výsledky nekorrespondovaly s uvedenými závěry. Bývá proto

doporučováno tyto metody používat jen pro prvotní návrh. Pro získání spolehlivých dat je vždy při neznalosti únavových parametrů daného materiálu potřeba provést únavovou zkoušku.

5 APLIKACE PRO VÝPOČET ÚNAVOVÝCH PARAMETRŮ

Poslední částí této práce bylo vytvoření softwarové aplikace, která na základě dat z tahové zkoušky, či ze zkoušky tvrdosti dle Brinnella vypočítá dle vztahů uvedených u jednotlivých metod požadované únavové parametry. Aplikace byla programována ve vývojovém prostředí MS Visual studio 2010 programovacím jazykem C-sharp. V úvodním okně probíhá volba jednotlivých metod (viz. obr. 35), přičemž pro ocel, slitiny hliníku a slitiny titanu jsou doporučeny metody, které byly v rámci této práce vyhodnoceny pro dané materiály jako nejvhodnější.



Obrázek 35: Úvodní obrazovka aplikace

Po volbě jedné z metod se uživatel dostane k zadání vstupních dat a následným výsledkům výpočtu. Jako příklad je zobrazena na obrázku č. 36 mediánová metoda. U metod, které mají vztahy modifikovány pro různé druhy materiálů je zde možnost výběru. Hodnotu skutečné lomové tažnosti je zde možno zadat přímo, popřípadě stačí zadat jen kontrakci v procentech a aplikace provede příslušný přepoččet dle vztahu (60). V případě, že je požadováno zadání napětí při přerušení, ale není známo, zůstane kolonka prázdná a při výpočtu bude použita hodnota únavové pevnosti dle vztahu (68).

Medianová metoda

Mediánová metoda

Zadejte mechanické vlastnosti

Youngův modul pružnosti v tahu : E [MPa]

Mez pevnosti v tahu : R_m [MPa]

Modifikovaný výpočet pro Al slitiny ☐

Modifikovaný výpočet pro Ti slitiny ☐

Parametry pro jednoosé namáhání

Únavová pevnost : σ'_f [MPa]

Exponent únavové pevnosti : b

Únavová tažnost : ε'_f

Exponent únavové tažnosti : c

Torzní únavové parametry přepočtené dle HMM

Únavová pevnost : τ'_f [MPa]

Exponent únavové pevnosti : b_0

Únavová tažnost : γ'_f

Exponent únavové tažnosti : c_0

Obrázek 36: Výpočetní okno pro mediánovou metodu.

6 ZÁVĚR

Tato diplomová práce ve svém úvodu nastiňuje problematiku únavy materiálu, její historii a významnost pro technickou praxi. V prvních kapitolách jsou popsána kritéria určená k predikci životnosti vhodná jednak pro oblast nízkocyklové a také pro oblast vysokocyklové únavy. Rozdělení kritérií je provedeno na základě jejich přístupu k určování životnosti. Je zkoumán také vliv druhu zatěžování na vhodnost použití těchto kritérií u různých skupin materiálů.

Další část práce se zabývá způsoby určování únavových parametrů potřebných pro konstrukci křivek životnosti a stanovení počtu cyklů, při kterém dojde k porušení. Je uvedeno sedm metod, které pro určení parametrů využívají data z tahové zkoušky (tedy zkoušky při jednoosém namáhání) a jedna metoda využívající data z Brinellova testu tvrdosti. Jelikož technické praxi je mnohem bližší multiaxiální zatěžování, je uveden i způsob, jak pomocí hypotéz pevnosti převést uniaxiální únavové parametry na jejich torzní ekvivalenty. Nejúspěšnější hypotézou se zde ukázala být HMM. Všechny metody jsou otestovány na datech nalezených pro různé skupiny materiálů a následně vyhodnoceny z hlediska odchylky od experimentálně získaných únavových parametrů. Jako nejvhodnější metoda pro ocele se ukázala být modifikovaná metoda univerzálního sklonu a doporučit lze i metodu tvrdosti či mediánovou metodu. U slitin hliníku se dle výzkumů osvědčila Mitchellova metoda a u slitin titanu modifikovaná čtyřbodová korelační metoda (viz tab. 21). Z výsledků mj. plyne doporučení, že i přes úspěšnost metod pro určování parametrů při predikci životnosti, by takto získaná data měla být použita jen při prvotním návrhu součásti či konstrukce. Pro získání spolehlivých dat by v každém případě měla být provedena únavová zkouška.

Přehled nejvhodnějších metod pro testované materiály			
Nelegované oceli	Legované oceli	Slitiny hliníku	Slitiny titanu
Modifikovaná metoda univerzálního sklonu	Modifikovaná metoda univerzálního sklonu	Mitchellova metoda	Modifikovaná čtyřbodová korelační metoda

Tabulka 21: Nejvhodnější metody pro testované materiály

Dále byla na dostupných vzorcích z ocelí neznámých vlastností provedena Brinellova zkouška tvrdosti a metoda tvrdosti tak byla otestována i na datech vlastnoručně změřených. Tato data byla následně porovnána s daty z únavových zkoušek jednotlivých vzorků. Obdržené výsledky ukázaly velmi dobrou shodu u oceli 11 523. Ovšem podstatně horší shoda byla dosažena u oceli z věnce železničního kola, což je

v rozporu s výsledky obdrženyými pro testované ocele. Zmíněná ocel má oproti oceli 11 523 poloviční tažnost, což mj. ovlivnilo odchylku parametru únavové tažnosti. Je také třeba si uvědomit, že každá tavba oceli vykazuje různé vlastnosti a roli hraje také např. povrchová úprava. Dalším důvodem poměrně výrazné odchylky u ocele z věnce kola je poměrně velký rozptyl dat z únavové zkoušky.

Poslední část této práce se věnuje tvorbě aplikace, která je schopná pomocí uvedených metod při zadání potřebných vstupních dat spočítat hodnoty požadovaných únavových parametrů pro jednoosé namáhání a následně je převést na parametry torzní. Ačkoliv některé předpoklady často používané při výpočtech byly ve výzkumech uvedených v této práci vyvráceny, tato aplikace s nimi i přesto pracuje. Ovšem mělo by být bráno na zřetel, že místo metod, které při výpočtu s těmito předpoklady pracují, by měli být v případě neznalosti potřebných údajů voleny metody jiné.

7 SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY

- [1] KUČERA, J. Stručný úvod do mechaniky lomu. Část I, Vruby a trhliny, nestabilní lom; VŠB-TU Ostrava, 1993, s. 106. Skriptum, ISBN 80-7078-218-8.
- [2] KUČERA, J. Stručný úvod do mechaniky lomu. Část II, Únava materiálu. VŠB-TU Ostrava, 1994, s. 297. Skriptum. ISBN 80-7078-244-7.
- [3] MANSON, S.S. a HALFORD. *Fatigue and Durability of Structural Materials*. 1. vyd. Ohio: ASM International, 2006. ISBN 978-0-87170-825-0.
- [4] WILLIAMS, C.R., Y.-L. LEE a J.T. RILLY. A practical method for statistical analysis of strain–life fatigue data. *International Journal of Fatigue* [online]. 2002, č. 25, s. 10 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112302001196>
- [5] LEE, K.S., a Ji-Ho SONG. Estimation methods for strain-life fatigue properties from hardness. *International Journal of Fatigue* [online]. 2005, č. 28, s. 15 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112305002112>
- [6] CASTILLO, Enrique, Alfonso Fernández CANTELI, Hernán PINTO a AENLLE. A general regression model for statistical analysis of strain–life fatigue data. *Materials Letters* [online]. 2007, č. 62, s. 4 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0167577X08003674>
- [7] LIPSKI, Adam a MROZIŃSKI. Approximate determination of a strain-controlled fatigue life curve for aluminum alloy sheets for aircraft structures. *International Journal of Fatigue* [online]. 2011, č. 39, s. 6 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112311002064>
- [8] KIM, K.S., X. CHEN, C. HAN a LEE. Estimation methods for fatigue properties of steels under axial and torsional loading. *International Journal of Fatigue* [online]. 2001, č. 24, s. 11 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112301001906>
- [9] LEE, Yung-Li, Jwo PAN, Richard HATHAWAY a BARKEY. *Fatigue Testing and Analysis: Theory and Practice* [online]. Oxford: Elsevier, 2005 [cit. 2012-03-19]. ISBN 978-0-7506-7719-6. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/book/9780750677196>

- [10] TROSHCHENKO a KHAMAZA. Strain–Life curves of steels and methods for determining the curve parameters: Part 1. Conventional methods. *Strength of Materials* [online]. 2010, č. 42, s. 13 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.springerlink.com/content/j688jj587046742u/>
- [11] DĚDKOVÁ, Kateřina. *Kritéria životnosti při biaxiálním únavovém namáhání*. Brno, 2008. Dostupné z: http://is.muni.cz/th/106430/prif_m/diplomka.pdf. Diplomová práce. Masarykova univerzita, Přírodovědecká fakulta. Vedoucí práce Ing. Jana Horníková, Ph.D.
- [12] BAUER, David. *Kritéria víceosé únavové životnosti*. Brno, 2009. Dostupné z: http://www.vutbr.cz/www_base/zav_prace_soubor_verejne.php?file_id=17333. Bakalářská práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav mechaniky těles, mechatroniky a biomechaniky. Vedoucí práce Ing. Jana Horníková, Ph.D.
- [13] MEGGIOLARO, M.A. a J.T.P. CASTRO. Statistical evaluation of strain-life fatigue crack initiation predictions. *International Journal of Fatigue* [online]. 2003, č. 26, s. 14 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112303002469>
- [14] HRČKOVÁ, Martina. *Nízkocyklová únava hořčíkové slitiny AZ91*. Brno, 2009. Dostupné z: http://www.vutbr.cz/www_base/zav_prace_soubor_verejne.php?file_id=15441. Bakalářská práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav materiálových věd a inženýrství. Vedoucí práce ING. Martin Juliš, PH.D.
- [15] ROESSLE a FATEMI. Strain-controlled fatigue properties of steels and some simple approximations. *International Journal of Fatigue* [online]. 2000, č. 22, s. 17 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112300000268>
- [16] MCCLAFLIN a FATEMI. Torsional deformation and fatigue of hardened steel including mean stress and stress gradient effects. *International Journal of Fatigue* [online]. 2003, č. 26, s. 12 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112303002822>
- [17] CHEN, Xu, JIN a KIM. Fatigue life prediction of type 304 stainless steel under sequential biaxial loading. *International Journal of Fatigue* [online]. 2005, č. 28, s. 11 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112305000976>

- [18] HAN, C., X. CHEN a K.S. KIM. Evaluation of multiaxial fatigue criteria under irregular loading. *International Journal of Fatigue* [online]. 2001, č. 24, s. 10 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112302000130>
- [19] GONÇALVES, Camilla A., José A. ARAÚJO a Edgar N. MAMIYA. Multiaxial fatigue: a stress based criterion for hard metals. *International Journal of Fatigue* [online]. 2004, č. 27, s. 11 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112304001082>
- [20] KIM, K.S., K.M. NAM, G.J. KWAK a S.M. HWANG. A fatigue life model for 5% chrome work roll steel under multiaxial loading. *International Journal of Fatigue* [online]. 2003, č. 26, s. 7 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112303002986>
- [21] WANG, Ying-Yu a Wei-Xing YAO. A multiaxial fatigue criterion for various metallic materials under proportional and nonproportional loading. *International Journal of Fatigue* [online]. 2005, č. 28, s. 8 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S014211230500174X>
- [22] ZHAO,, Tianwen a Yanyao JIANG. Fatigue of 7075-T651 aluminum alloy. *International Journal of Fatigue* [online]. 2007, č. 30, s. 16 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S014211230700196X>
- [23] YU, Qin, Jixi ZHANG, Yanyao JIANG a Qizhen LI. Multiaxial fatigue of extruded AZ61A magnesium alloy. *International Journal of Fatigue* [online]. 2011, č. 33, s. 11 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112310002331>
- [24] JIANG, Yanyao, Olaf HERTEL a Michael VORMWALD. An experimental evaluation of three critical plane multiaxial fatigue criteria. *International Journal of Fatigue* [online]. 2006, č. 29, s. 13 [cit. 2012-03-19]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112306003185>
- [25] LANG, Allan, Bob MCCABE a MCKINLEY. Post-failure evaluation of mechanical properties: A primer. *Journal of failure analysis and prevention* [online]. 2002, roč. 6, č. 2, s. 15 [cit. 2012-05-06]. Dostupné z: <http://www.springerlink.com/content/h34198g718813043/>
- [26] VÁCLAVÍK, Radek. Prasklá karabina. In: *Skyfly* [online]. 2003 [cit. 2012-05-07]. Dostupné z: <http://www.skyfly.cz/zajimavo/karabina03.htm>

- [27] BLACK. Fracture. In: DEGARMO, Paul, J. T. BLACK a Ronald KOHSER. *Wikipedia: the free encyclopedia* [online]. San Francisco (CA): Wikimedia Foundation, 2001, 12.3. 2012 [cit. 2012-05-07]. Dostupné z: <http://en.wikipedia.org/wiki/Fracture>
- [28] Balda M., Svoboda J.: Problematika mezní únavové napjatosti při kombinovaném namáhání, ve sb. Engineering Mechanics 2002, ed. L. Houfek, P. Hlavoň, P. Krejčí, Svratka, 2002, ISBN 80-214-2109-6
- [29] KAROLCZUK, Alexander a Ewald MACHA. A Review of Critical Plane Orientations in Multiaxial Fatigue Failure Criteria of Metallic Materials. *International journal of fracture* [online]. 2005, č. 134, s. 38 [cit. 2012-05-08]. Dostupné z: <http://www.springerlink.com/content/p465537255614q3g/>
- [30] WANG, Ying-Yu a YAO. Evaluation and comparison of several multiaxial fatigue criteria. *International Journal of Fatigue* [online]. 2004, č. 26, s. 9 [cit. 2012-05-08]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112303001105>
- [31] VĚCHET, Stanislav. Mechanické vlastnosti a charakteristiky materiálů I: Základní zkoušky mechanických vlastností. In: [online]. Brno [cit. 2012-05-08]. Dostupné z: www.ime.fme.vutbr.cz/Files/Vyuka/BUM/02-BUM.ppt
- [32] BELHÁČ, Jakub. *Srovnání vybraných mechanických vlastností slitin hliníku a konstrukčních ocelí*. Brno, 2009. Dostupné z: http://www.vutbr.cz/www_base/zav_prace_soubor_verejne.php?file_id=14501. Bakalářská práce. Vysoké učení technické v Brně. Vedoucí práce Ing. František Vlašic.
- [33] JEON, W.-S. a J.-H. SONG. An expert system for estimation of fatigue properties of metallic materials. *International Journal of Fatigue* [online]. 2002, č. 24, s. 14 [cit. 2012-05-08]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112301001840>
- [34] LI, Jing, Zhong-ping ZHANG, Qiang SUN, Chun-wang LI a Yan-jiang QIAO. A new multiaxial fatigue damage model for various metallic materials under the combination of tension and torsion loadings. *International Journal of Fatigue* [online]. 2009, č. 31, s. 6 [cit. 2012-05-08]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112308000674>

- [35] *Nízkocyklové a vysokocyklové únavové vlastnosti ADI*. Brno, 2011. Dostupné z: http://www.vutbr.cz/www_base/zav_prace_soubor_verejne.php?file_id=43296.
Doktorská práce. Vysoké učení technické v Brně. Vedoucí práce Prof. Ing. Stanislav Věchet, CSc.
- [36] STANĚK, Jakub. Regresní výpočty. ČVUT PRAHA. *Lineární regrese* [online]. Praha, 2010 [cit. 2012-05-08]. Dostupné z: http://lektor.fsik.cvut.cz/Vyuka/PS1/2010/PS1pr9_2010.pdf
- [37] *Regression Analysis* [online]. Princeton University, 2006 [cit. 2012-05-08]. Dostupné z: <http://www.websters-online-dictionary.org/definitions/Regression%20Analysis>
- [38] VLACH, Milan. Úvod a přehled značení ocelí a litin: Normy. VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ. *Vutbr* [online]. Brno [cit. 2012-05-08]. Dostupné z: <http://ime.fme.vutbr.cz/files/vyuka/WKM/02%20moudro.pdf>
- [39] BAPTISTA, C.A.R.P., S.G. SCHNEIDER, TADDEI a H.M. DA SILVA. Fatigue behavior of arc melted Ti–13Nb–13Zr alloy. *International Journal of Fatigue* [online]. 2004, č. 26, s. 7 [cit. 2012-05-08]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112304000350>
- [40] CHEN, X., K. AN a K.S. KIM. Low-cycle fatigue of 1Cr–18Ni–9Ti stainless steel and related weld metal under axial, torsional and 90° out-of-phase loading. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures* [online]. 2003, č. 27, s. 12 [cit. 2012-05-08]. Dostupné z: http://tju-hj.com/publication/ffe740_LR-c.pdf
- [41] PAPUGA, Jan. Material Database. In: *Pragtic* [online]. [cit. 2012-05-08]. Dostupné z: <http://www.pragtic.com/vmat.php>
- [42] LI, Jing, Zhong-ping ZHANG, Quiang SUN, Chun-wang LI a QIAO. A new multiaxial fatigue damage model for various metallic materials under the combination of tension and torsion loadings. *International Journal of Fatigue* [online]. 2008, č. 31, s. 6 [cit. 2012-05-10]. Dostupné z: <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0142112308000674>